

**Ein kalibrierbares integratives Modell
zur Beschreibung des Schlauchbildungsprozesses
in der Blasfolienextrusion**

Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften,
Abteilung Maschinenbau und Verfahrenstechnik der
Universität Duisburg-Essen
zur Erlangung des akademischen Grades

DOKTOR-INGENIEUR

genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Markus Bussmann

aus

Essen

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. J. Wortberg

Prof. Dr.-Ing. H.-J. Radusch

Tag der mündlichen Prüfung: 30. Juli 2010

Vorwort / Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter des Instituts für Produkt Engineering am Lehrstuhl für Konstruktion und Kunststoffmaschinen der Universität Duisburg-Essen.

Herrn Professor Dr.-Ing. J. Wortberg danke ich herzlich für die Unterstützung bei der Durchführung dieser Arbeit, die anregenden Diskussionen und die mir gewährten Freiräume.

Herrn Prof. Dr.-Ing. H.-J. Radusch möchte ich für die Übernahme des Korreferats und die kritische Durchsicht der Arbeit danken. Mein Dank gilt weiterhin dem Vorsitzenden der Prüfungskommission, Herrn Prof. Dr. rer. nat. J. Gottschling sowie dem Mitprüfer, Herrn Prof. Dr.-Ing. E. von Lavante.

Ferne danke ich allen wissenschaftlichen und technischen Mitarbeitern des Instituts, den Studien- und Diplomarbeitern sowie den zahlreichen studentischen Hilfskräften, die durch ihr tatkräftiges Mitwirken diese Arbeit ermöglicht haben. Insbesondere möchte ich Herrn Marius Janas sowie Herrn Lars Mikelsons für ihren wertvollen Beitrag zu dieser Arbeit danken. Mein besonderer Dank gilt Frau Bärbel Batzke, Herrn Dr.-Ing. Reinhard Schiffers und meinem Bruder Martin für die kritische Durchsicht meiner Arbeit.

Die Ergebnisse dieser Arbeit entstanden zu einem großen Teil in einem Forschungsprojekt, welches durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft (DFG) gefördert wurde. Hiermit möchte ich der Forschungsgemeinschaft für die finanzielle Unterstützung danken.

Für die großzügige Bereitstellung der Versuchsmaterialien und die Unterstützung bei der maschinen- und labortechnischen Ausstattung bin ich den folgenden Firmen sehr verbunden:

A. Schulman GmbH (Kerpen), ETA Kunststofftechnologie GmbH (Troisdorf), Ihne & Tesch GmbH (Lüdenscheid), K-design GmbH (Troisdorf), Sabic Deutschland GmbH & Co. KG (Düsseldorf) sowie der WEMA GmbH (Lüdenscheid).

Abschließend bedanke ich mich im Besonderen bei meinen Eltern und meiner Lebensgefährtin Isabelle, die mich zu jeder Zeit unterstützt und zum Weitermachen motiviert haben.

Essen, August 2010

Inhaltsverzeichnis

1	Zusammenfassung	1
2	Summary	4
3	Einführung	6
3.1	Motivation	6
3.2	Zielsetzung	8
4	Stand der Forschung und Technik	10
4.1	Blasfolienextrusion, ein Überblick	10
4.2	Kühlluftsysteme	12
4.3	Vorgänge in der Schlauchbildungszone	19
4.4	Dehnrheologisches Verhalten von Polymerschmelzen	20
4.5	Modelle des Folienblasprozesses	23
4.5.1	Prozessmodelle	23
4.5.2	Modellierung der Kühlluftströmung	29
4.5.3	CFD-Analyse im Entwicklungsprozess von Kühlsystemen	31
4.5.4	Schlussfolgerung zum Stand der Modellbildung	33
5	Ein kalibriertes integratives Simulationsmodell für den Blasfolienprozess	34
5.1	Struktur des gekoppelten Prozessmodells	35
5.2	Fortschritte in der Modellbildung	39
5.3	Modellbildung zur Folienkonturberechnung	40
5.3.1	Modellierung der kinematischen Zusammenhänge	40
5.3.2	Modellierung der Verstreckung der Polymerschmelze	43
5.3.3	Kopplung des rheologischen Modells an die Konturberechnung	49
5.3.4	Definition der Iterations- und Kalibrierparameter	51
5.3.5	Aufbau der Folienkonturberechnung	52
5.4	CFD-Simulation	57
5.4.1	Simulationsgeometrie (Preprocessing)	57
5.4.2	Verwendeter Netzaufbau, Randbedingungen und Solvereinstellungen	59
5.4.3	Postprocessing	65
6	Experimentelle Prozessanalyse	66
6.1	Laboranlage	66

6.1.1	Kühlluftführungssystem	67
6.2	Versuchsmaterial	67
6.3	Erfassung der Prozessgrößen in der Schlauchbildungszone	68
7	Verifizierung des Modells	79
7.1	Experimentelle Datenerfassung zur Verifizierung	79
7.2	Aufbau des Simulationsmodells zur Verifizierung	81
7.3	Ergebnis der Verifizierung	83
7.3.1	Modellverhalten unter Parametervariation	84
7.4	Fazit der Verifizierung	88
8	Kalibrierung des Modells	90
8.1	Experimentelle Daten zur Kalibrierung	90
8.2	Aufbau des Simulationsmodells zur Kalibrierung	94
8.3	Ergebnisse der Kalibrierung	96
8.4	Fazit der Kalibrierung	101
9	Validierung des Modells	102
9.1	Aufbau des Simulationsmodells zur Validierung	102
9.2	Abbildungsvermögen stationärer Prozesszustände	106
9.3	Abbildungsvermögen eines unbekannten Zustands	110
9.4	Abbildungsvermögen geänderter Kühlluftführungsgeometrien	114
9.5	Fazit der Validierung	119
10	Fazit und Ausblick	121
11	Anhang 1	126
11.1	Untersuchung rheologischer Modelle	126
12	Anhang 2	139
12.1	Materialdaten	139
12.2	Randbedingungen der Strömungssimulation	140
12.3	Ergebnisdarstellung der Kalibrierung	143
12.4	Ergebnisdarstellung der CFD-Analyse für den Kalibrierraum	147
13	Literaturverzeichnis	149

Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen und Abkürzungen

Abkürzungen

ABV	Aufblasverhältnis
AZV	Abzugverhältnis
BUR	blow up ratio
CAE	Computer Aided Engineering
CFD	Computational Fluid Dynamics
DUR	draw up ratio
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
FDM	Finite Difference Method
FEM	Finite Element Method
fmincon	find minimum of constrained nonlinear multivariable function
F&E	Forschung und Entwicklung
GA	Genetischer Algorithmus
IBC	Internal Bubble Cooling
K2	ursprüngliches Kühlluftführungssystem
K2mod	erweitertes Kühlluftführungssystem
PE	Polyethylen
PE-LD	Low Density Polyethylen
PIV	particle image velocimetry
PP	Modell nach Pearson und Petrie [PP70a, PP70b, PP70c]
PTT	Modell nach Phan-Thien und Tanner [PT77]
RNG-k- ε	Re-Normalisation Group erweitertes k-epsilon Modell
ZPkt	Zentralpunkt

Konstanten

$R_0 = 8,3143 \cdot 10^{-3} \text{ [kJ/(mol} \cdot \text{K)]}$	universelle Gaskonstante
$T = -273,15[^\circ\text{C}] = 0 \text{ [K]}$	absolute Temperatur / Nullpunkt
$\kappa = 0.4187 \text{ [-]}$	von Karman Konstante

Lateinische Formelzeichen

a_T	[-]	Temperaturverschiebungsfaktor
A	[m ²]	Fläche
c_p	[J/kg K]	spezifische Wärmekapazität
C_μ	[-]	empirische Kennzahl der RNG Theorie (=0,0845)
D	[m]	Durchmesser
E_A	[kJ/mol]	materialspezifische Aktivierungsenergie
F	[N]	Kraft
h	[m]	Dicke der Folie
k_P	[W/kg]	turbulente kinetische Energie am Punkt P
L	[m]	Länge
m	[kg]	Masse
\dot{m}	[kg/h]	Massenstrom der Schmelze
n	[-]	Viskositätsexponent
p	[Pa]	Druck
Δp	[Pa]	Druckdifferenz
r	[m]	Radius
$r(x)$	[m]	Radiusverlauf Kontur
$\Delta r(x)$	[m]	Differenz der Konturverläufe
R	[m]	Krümmungsradius
Re	[-]	Reynolds-Zahl
t	[s]	Zeit
T	[K]	Temperatur
T_0	[K]	Referenztemperatur
u_T	[m/s]	Schergeschwindigkeit der wandgebundenen Schicht
U_P	[m/s]	Durchschnittsgeschwindigkeit des Fluids am Punkt P
U^*	[m/s]	Durchschnittsgeschwindigkeit des Fluids im Abstand y^*
ν	[m ² /s]	kinematische Viskosität
v	[m/s]	Geschwindigkeit

V	$[m^3]$	Volumen
\dot{V}	$[m^3/s]$	Volumenstrom
We	$[-]$	Weissenberg-Zahl
x	$[m]$	Höhenkoordinate
y	$[m]$	Wandabstand
$y^*=y^+$	$[m]$	normierter Wandabstand
y_p	$[m]$	Distanz vom Bezugspunkt P zur Wand

Griechische Formelzeichen

α	[-]	Faktor der Viskosität in Foliendickenrichtung
α	[W/m ² K]	Wärmeübergangskoeffizient
β	[-]	Faktor der Viskosität in Blasenumfangsrichtung
γ	[-]	Scherung
$\dot{\gamma}$	[1/s]	Schergeschwindigkeit
ε	[-]	Dehnung
ε	[-]	Kennzahl für die nichtlineare Dehndeformation des Phan-Thien Tanner-Modells
$\dot{\varepsilon}$	[1/s]	Dehngeschwindigkeit
η	[Pa s]	Viskosität
η_0	[Pa s]	Nullviskosität
η_E	[Pa s]	Dehnviskosität
η_S	[Pa s]	Scherviskosität
λ	[s]	Eigenzeit, Relaxationszeit
λ	[W/m K]	Wärmeleitfähigkeit
μ	[Pa s]	dynamische Fluidviskosität
ρ	[kg/m ³]	Dichte
σ	[N/mm ²]	Spannung
τ	[Pa]	Schubspannung
τ_w	[Pa]	Schubspannung an der Wand
θ	[°]	Aufblaswinkel
ξ	[-]	Kennzahl für die nichtlineare Scherung des Phan-Thien Tanner-Modells

Indizes

0	Zustand am Werkzeugaustritt
11	Extrusionsrichtung
22	Foliendickenrichtung
33	Umfangsrichtung
ab	Abzug

<i>atm</i>	Umgebung
<i>aussen</i>	Blasenaussenseite
<i>Frost</i>	Zustand an der Frostlinie
<i>i</i>	Laufvariable
<i>ii</i>	Variable der Raumrichtung
<i>innen</i>	Zustand im Inneren der Blase
<i>KL</i>	Kühlluftvolumenstrom
<i>ref</i>	Referenzbezug
<i>start</i>	Startzustand
<i>*</i>	dimensionslose Größe

1 Zusammenfassung

Unter allen Kunststoffverarbeitungsprozessen ist die Blasfolienextrusion eines der wichtigsten Verfahren, um kontinuierlich dünnwandige Massenprodukte herzustellen. Eine Leistungssteigerung des Produktionsprozesses kann auch im Bereich der Folienextrusion nur durch eine ständige Weiterentwicklung der Maschinentechnik realisiert werden. Den leistungsbegrenzenden Faktor in der Produktionslinie stellt das Kühlsystem dar. Die Verfahrensweise, den schmelzeförmigen heißen Folienschlauch mittels eines ringförmigen Kühlluftfreistrahls lediglich anzuströmen, stößt hier an ihre Grenzen. Entwicklungen in der Industrie sowie im universitären Umfeld haben gezeigt, dass es möglich ist, den Kühlluftfreistrahls länger an der Folie zu führen und somit effektiver zu nutzen. Der frei deformierbare Schmelzeschlauch reagiert jedoch in unvorhersehbarer Weise auf die so geänderten Randbedingungen. Um ein Kühlsystem optimal auszulegen, muss jedoch die Ausbildung der Folie bekannt bzw. vorhersagbar sein. Nur so kann erreicht werden, dass der flexible Folienschlauch möglichst effektiv geführt wird. Das übergeordnete Ziel sollte dabei sein, eine vollständige Kalibrierung der Blase in der Schlauchbildungszone zu realisieren. Bisher erfolgt eine Auslegung und Optimierung von Kühlsystemen rein auf Erfahrungswerten und einer empirischen Vorgehensweise.

Um diesen Entwicklungsprozess effektiver zu gestalten, liegt es nahe, den vollständigen Folienverstreckprozess in Wechselwirkung mit dem eingesetzten Kühlsystem zu simulieren. Eine vollständige Simulation des Prozesses gestattet es, diesen im Vorhinein zu analysieren und zu bewerten. Seit Anfang der 70iger Jahre werden Modelle entwickelt, die es ermöglichen sollen, den Schlauchbildungsprozess zu berechnen. Diese haben jedoch aufgrund ihres nicht hinreichenden Abbildungsvermögens und ihrer zunehmenden Komplexität bisher keinen Einzug in industrielle Anwendungen gefunden.

Um dieser Problematik zu begegnen, ist in der vorliegenden Arbeit ein kalibrierbares interaktives Simulationsmodell entwickelt worden. Es setzt sich aus zwei miteinander gekoppelten Berechnungsmodulen zusammen. Verwendung findet hierbei zum einen ein mathematischer Ansatz zur Folienkonturbeschreibung und zum anderen ein Strömungssimulationsprogramm. Mit Hilfe der Computational Fluid Dynamics (CFD)-Analyse werden die Strömungs- sowie Abkühlvorgänge in Abhängigkeit der Blasengeometrie und des verwendeten Kühlluftführungssystems berechnet. Diese Ergebnisdatensätze stellen die Eingangsgrößen des Konturberechnungsmoduls dar. Das Konturberechnungsmodell basiert auf der Theorie nach Pearson und Petrie [PP70a, PP70b], welche einen Zusammenhang zwischen den richtungsabhängigen Spannungen in der Folie und dem Druckprofil auf der Folienoberfläche aufstellt. Die Beschreibung der rheologischen Spannungszustände in der Folie erfolgt mittels eines erweiterten Materialmodells nach Phan-Thien und Tanner [PT77]. Dabei wird dem anisotropen Materialverhalten bei unterschiedlichen Verstreckverhältnissen durch das Einführen richtungsabhängiger Dehnviskositäten Rechnung getragen. Anhand dieses Modells erfolgt eine Beschreibung des Verstreckprozesses auf Grundlage der dehnrheologischen sowie temperaturabhängigen Eigenschaften des Polymers. Diese

Materialeigenschaften messtechnisch zu erfassen, ist - wenn überhaupt - nur mit großem Aufwand möglich. Aus diesem Grund wird in der vorliegenden Arbeit eine Kalibrierung der nicht direkt zugänglichen Materialparameter, wie z. B. der Viskosität und der Relaxationszeit, durchgeführt. Der Folienkontur als Resultat aller im Gleichgewicht stehender Einflüsse kommt hierbei eine zentrale Rolle zu. Innerhalb eines Kalibrierraums erfolgt die Erfassung einzelner Konturen. Anhand dieser Konturdatensätze wird das rheologische Materialmodell für das hier verwendete Polymer (PE-LD) kalibriert. Dabei beinhaltet der Versuchsraum unterschiedliche Aufblasverhältnisse (2 bis 3) bei variierender Folienenddicke (50 μm bis 125 μm). Durch diesen Ansatz ist es zum ersten Mal gelungen, einen vollständigen Versuchsraum numerisch abzubilden. Diese Modellkalibrierung war einzig durch die Auswahl der zulässigen Parameter möglich. Hinsichtlich der praxisgerechten Einsetzbarkeit eines solchen Simulationstools stellt diese Vorgehensweise einen bedeutenden Schritt dar. Die Simulationsergebnisse zeigen, dass der hier entwickelte Ansatz zur Berechnung und Vorhersage bekannter Zustände eine gute bis sehr gute Übereinstimmung mit experimentell erfassten Konturverläufen besitzt.

Ein bedeutender Schritt hin zur korrekten Einflussnahme eines Kühlsystems auf den Verstreckprozess konnte hierbei durch die eingebundene CFD-Analyse gemacht werden. So wird in die Berechnungen ein realitätsgetreues Druckprofil eingeführt und nicht von einem konstanten Außendruck ausgegangen. Erst dies macht es möglich den Venturi-Effekt, d. h. das Ansaugen der Folie an die Kühlluftführung, realitätsnah abzubilden.

Mit diesem kalibrierten Simulationsmodell ist es zum ersten Mal möglich, sich frei einstellende Blasfolienkonturen zu berechnen. Ein Verhalten der Folienblase, wie es im realen Extrusionsprozess auftritt, kann mit diesem Simulationsmodell entsprechend vorhergesagt werden. Nur durch die Betrachtung des gesamten Prozesses als ein sich stetig im Gleichgewicht befindliches System ist dies möglich. So kann gezeigt werden, dass die Variation lediglich eines Prozessparameters losgelöst von allen anderen nicht sinnvoll ist. Als Resultat des numerischen Modells erhält man zwar eine Konturabbildung, diese gibt jedoch keinen realen sich im Gleichgewicht befindenden Zustand mehr wieder. In der Realität reagieren alle am Schlauchbildungsprozess beteiligten Parameter unmittelbar und abhängig aufeinander. Aus diesem Grund ist nur eine ganzheitliche Betrachtung des Verstreckprozesses mit all seinen Einflüssen zielführend. Die Berechnung solcher Gleichgewichtszustände konnte erfolgreich in dem Modell umgesetzt werden.

Um das Potenzial des Modells nachzuweisen, ist es hinsichtlich seiner Abbildungsfähigkeit unterschiedlichster Prozesszustände untersucht worden. Hierzu wurde die iterative Berechnung eines bekannten Zustands durchgeführt, um nachzuweisen, dass quasistationäre Zustände erhalten bleiben. Das Ergebnis konnte zeigen, dass das Modell fähig ist, diesen Prozesszustand abzubilden. Im Folgenden wurden auf Basis eines ermittelten Konturverlaufs beliebige Prozesszustände im Versuchsraum schrittweise berechnet. Es ist gelungen, ausgehend von einem Initialisierungszustand eine unbekannte Kontur nahezu exakt abzubilden. Darüber hinaus konnte anhand eines erweiterten Kühlluftführungssystems gezeigt werden, dass das Prozessmodell auf geänderte Luftführungsgeometrien der

Realität entsprechend reagiert. Hierbei konnte eine wesentliche Beeinflussung des Konturverlaufs durch das auftretende Druckprofil nachgewiesen werden. Das durch den Venturi-Effekt hervorgerufene Ansaugen der Schlauchfolie an die Kühlluftführung kann korrekt abgebildet werden.

Erste Untersuchungen des Modells hinsichtlich des generellen Abbildungsvermögens zeigen eine bemerkenswert gute Qualität im Vergleich mit experimentell ermittelten Prozesszuständen. Während aller Simulationen konnte eine sehr gute Stabilität der einzelnen Iterationsrechnungen beobachtet werden. Auf die gesamten Untersuchungen bezogen zeigen die Ergebnisse das vorhandene Potenzial dieses integrativen Simulationsmodells. Durch dieses Simulationsmodell wird es erstmals möglich, die Effektivität von Kühlluftführungssystemen im Zusammenhang mit der Folienreaktion zu betrachten und zu bewerten. Dies erlaubt es in Zukunft, Kühlluftsysteme zu optimieren und die Entwicklung neuer besserer Systeme voranzutreiben. Es können zum ersten Mal in Interaktion mit dem K hlssystem sich frei einstellende Konturen vorhergesagt werden. Ferner sind in dieser Arbeit richtungsweisende Schritte erarbeitet worden, ein solches Modell zu einem handhabbaren Simulationstool zu machen.

Ungeachtet des generell guten Abbildungsvermögens sind in der exakten Einflussnahme des Druckprofils auf die Kontur noch Schwächen zu finden. Dies liegt hauptsächlich an der komplexen Reaktion der gekoppelten Prozessparameter untereinander. Um ein tiefgreifendes Verständnis der Parameterabhängigkeiten zu erlangen, ist es sinnvoll, dieses Modell noch umfassender einzusetzen. Hierzu ist das Modellverhalten in Bezug auf deutlich unterschiedliche Polymere und andere Prozessr ume zu untersuchen. Anhand der so gewonnenen Erfahrungen kann eine Verbesserung der Abbildungsgenauigkeit des Modells ermöglicht werden.

2 Summary

Amongst all plastic processes, the blown film extrusion is the most important one to produce thin mass products continuously. Increasing the performance of the whole production process can only be achieved by further developments in machine technologies. This also applies to the film blowing process. Here the constraining factor for the whole production line is the cooling system. The method of cooling the hot molten polymer tube is only realized by means of an annular cooling free jet, which currently reaches its limits. Developments in the industry as well as in Universities have shown that it is possible to force the air jet to remain longer at the bubble surface. Thus the cooling air jet can be used more efficiently. Due to these altered boundary conditions, the molten and free deforming plastic tube reacts in an unknown way. It is necessary to know the bubble shape in advance to design a cooling system which is most efficient. Only the knowledge of the film contour allows developing a device which is capable of guiding the polymer film in best possible manner. The greater goal should be the guiding of the bubble in a way that the tube formation zone can be fully calibrated.

Until now the design and engineering of cooling systems is based on experiences and lots of trials at production plants. To gain a more efficient engineering process it is obvious to simulate the whole film stretching process in interaction with the cooling device. Thanks to this it will be possible to analyze and evaluate the process in advance. Since the early 70ties models were developed which should provide the calculation of the tube formation zone. Due to their limited ability to reproduce the whole process and their increasing complexity, they are not used in any industrial manner.

To approach this problem, this work deals with a calibrated, interactive simulation model. It is based on two coupled calculation modules. On the one hand a numerical model is used to describe the film contour and on the other hand a computational fluid dynamic program is utilised. Thanks to the CFD-analysis the air flow conditions, as well as the heat transfer between the film and cooling air can be calculated. Those results set the input data for the film contour calculation. The numerical contour calculation is based on a theory by Pearson and Petrie which describes a relation between the stresses in the film and the pressure profile along the bubble. By means of an enhanced Phan-Thien and Tanner-model the rheological stresses during the stretching process are represented. Because of the biaxial elongation and elongation rates the material behaviour is direction dependent and thus is regarded as anisotropic. By implementing direction dependent viscosities the anisotropic characteristics are taken into account.

With this model the stretching processes are calculated based on elongation rate and temperature dependent polymer characteristics. Measuring those material properties can only be done with high effort, if at all. In this work the rheological measuring is avoided. Therefore a calibration of the unknown material parameters is accomplished. In this case the determined film contour is of key importance because it displays the result of all influences as equilibrium. Within a calibration space, a set of contour is experimentally meas-

ured. Based on this contours the rheological model is calibrated. Thanks to this, it is possible to entirely represent the whole experimental determined space, for the first time. It contains several blow up ratios (2 to 3) and varying film thicknesses (50 μm up to 125 μm) for one polymer (PE-LD) and mass flow.

The results of the contour simulations show that the developed approach is very capable to represent known process states. Good up to very good correlations can be achieved regarding the experimentally measured film contours. Particularly the Venturi-effect, i. e. the suction pressure in the air guiding device, can be displayed.

For the first time ever this simulation model allows to calculate a free arising bubble contour based on given process conditions. Therefore the ability of the simulation model was tested to calculate unknown states. First of all an iterative calculation of a stationary process state is carried out. This is done to prove that this model is capable to obtain such states and as well maintaining them. Starting from this stationary state an arbitrary, user defined state is computed step by step. It could be pointed out, that starting by a given state unknown process states can be calculated almost precisely. Furthermore these iteration steps showed a real to life model reaction. Virtual examination with an enhanced air flow guiding system could prove that this model is able to display the bubble reaction caused by an altered cooling system.

Those first studies concerning the developed model show its ability to estimate process state generally. It is remarkable that very good film contour representations can be achieved in every simulation. Furthermore, the iteration processes turned out to be very stable. Taking a look at the entire results, the potential of this calibrated iterative model could be indicated.

Thanks to this model it is possible to take into account the interaction between the cooling system and the bubble reaction. This allows analysing and evaluating the capability of cooling devices in advance. Weaknesses can be found in the exact influence of the pressure profile on the bubble formation. The origin for this may be found in the complex interaction of the linked process parameters. To gain more knowledge and a better understanding of those parameter dependences, it is reasonable to employ this model under varying conditions. For this purpose the model reaction concerning quite different polymers and broader process spaces should be examined. With the results of those trials, it should be possible to improve the model and thus increase the quality of the contour representation.

3 Einführung

3.1 Motivation

Die Blasfolienextrusion ist eines der gängigsten Verfahren, um kontinuierlich qualitativ hochwertige Kunststofffolien herzustellen. Ihre Produkte finden in vielfältiger Weise Verwendung. Dies sind meist Massenprodukte wie z. B. Konsumgüterverpackung, Hygienefolien aber auch technische Folien, Laminier-, Kaschier-, Barrierefolien sowie Agrarfolie. Der Markt fordert die Herstellung qualitativ immer hochwertigerer Folien, vor allem im mehrschichtigen Aufbau. Um trotz steigendem Konkurrenz- und Kostendruck sowie immer größer werdenden Qualitätsansprüchen Folien ökonomisch herstellen zu können, ist eine Verbesserung und Optimierung der Folienextrusionsanlagen unumgänglich. Es sind zwar signifikante Weiterentwicklungen in der Maschinenteknologie gemacht worden, jedoch basieren die meisten dieser Entwicklungen auf Erfahrungen und einer empirischen Vorgehensweise.

In den letzten Jahrzehnten ist die Ausstoßleistung der Plastifiziereinheiten immer weiter gestiegen. Die Leistungsfähigkeit und die Effektivität der gesamten Folienanlage werden jedoch maßgeblich an dem zu erreichenden Massedurchsatz pro Stunde bzw. an der Menge der herstellbaren Folie gemessen. Hierbei ist eine gleichbleibend hohe Folienqualität Grundvoraussetzung.

Bei allen Bestrebungen der Optimierung stellt die Folienkühlung den leistungsbegrenzenden Faktor der gesamten Extrusionsanlage dar. Problematisch ist, dass die eingebrachte Wärme nicht hinreichend effizient abgeführt werden kann. Aus diesem Grund wurde speziell der Kühlung von Schlauchfolien in den letzten Jahren viel Aufmerksamkeit gewidmet. Das Hauptaugenmerk bei der Weiterentwicklung der Folienkühlung liegt insbesondere auf der Steigerung der Kühlleistung.

Eine Vielzahl durchgeführter Untersuchungen haben bestätigt, dass eine Kombination von strömungsführenden Maßnahmen die Leistungsfähigkeit einer Anlage deutlich steigern kann (vgl. z. B. [Spi04, SV00a, SV00b, SV03, ZL05, ZL06]). Dem gegenüber steht jedoch die Anforderung, dass auf den meisten Anlagen ein möglichst großes Spektrum an Materialien verarbeitet werden soll.

Mit veränderten Material- und / oder Prozessparametern bilden sich jedoch unterschiedliche Blasenkonturen aus. Die Konsequenz ist, dass sich abhängig von der Blasengeometrie in Verbindung mit dem eingesetzten Kühlluftsystem und dessen Kühlluftführungen lokal unterschiedliche Strömungszustände einstellen. Da diese aber ein Resultat der Wechselwirkung zwischen verformbarer Folienblase und Kühlluftführung darstellen, sind sie nicht vorhersagbar. Ein Kühlluftsystem, welches universell einsetzbar sein soll und nahezu jedes Polymer und jeden Aufblaszustand effektiv unterstützt, ist somit nahezu unmöglich zu realisieren. Folglich muss ein solches System immer adaptiv an die geforderten Prozesszustände und Materialeigenschaften angepasst werden.

Mit geeigneter Messdatenerfassung können Verstreckvorgänge in der Schlauchbildungszone sowie die sich einstellende Folienkontur exakt gemessen werden. Der Einsatz von Kühlluftführungen bis hin zur vollständigen Einhausung macht jedoch die Blasen für Messungen jeglicher Art immer unzugänglicher. Darüber hinaus ist eine messtechnische Erfassung jeglicher Zustände außerordentlich umfangreich und unter realen Produktionsbedingungen schwer realisierbar.

Eine vollständige Datenerfassung wäre aber notwendig, um das Kühlluftführungssystem an das zu verarbeitende Polymer bei gegebenen Maschinenparametern optimal anzupassen. Die Problemstellung hierbei ergibt sich durch die dynamische Reaktion der Folie auf das eingesetzte Kühlluftsystem. Gründe hierfür sind beispielsweise, dass sich durch einen verbesserten Wärmeübergang oder geänderte aerodynamische Bedingungen eine gänzlich andere Blasenform ausbildet. Mit einer Geometrieoptimierung der Kühlluftführungselemente geht unweigerlich eine Änderung des Wärmeübergangs und der Strömungsbedingungen einher. Hieraus folgt sofort eine neue Blasenkontur. Bei jeglicher Änderung der Folienkontur ist das aktuelle Lippensystem direkt als nicht mehr optimal anzusehen. Es müsste somit iterativ an die sich einstellende Kontur angepasst werden.

Aus diesem Grund ist es unumgänglich, die Wechselwirkungen zwischen der Kühlluftführungsgeometrie, der Kühlluftströmung und dem flexiblen Folienschlauch vorhersagen zu können. Nur so kann die Auslegung einer Kühlluftführungsgeometrie, die auf den optimalen Betriebspunkt bei maximalem Ausstoß angepasst ist, erfolgen. Eine virtuelle Betrachtung des Abkühlvorgangs ist daher naheliegend. Die vollständige rechnerinterne Abbildung der sich einstellenden Folienkontur in direkter Wechselwirkung mit verschiedenen Kühlluftführungsgeometrien kann zu einer erheblichen Kosten- und Zeitreduzierung bei der Optimierung und Neuentwicklung von angepassten Kühlluftsystemen beitragen. Kern der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines solchen Simulationsmodells.

3.2 Zielsetzung

In den letzten Jahren hat sich der Rechneinsatz bei der Auslegung von Blasfolienkühlsystemen immer stärker etabliert [ATN99, SV02, SV03, SV05, WWF97b, ZL07]. Nicht zuletzt aufgrund der gestiegenen Rechnerleistung lassen sich heutzutage komplexe Strömungs- und Wärmetransportprozesse innerhalb kurzer Zeit berechnen. Um die vorhandenen Kühlsysteme stetig weiterzuentwickeln oder neue Ansätze zu realisieren, wie z. B. die von Spigatis [Spi04] vorgeschlagene Kaskadenkühlung, ist es jedoch nötig, das dynamische Verhalten der Folienausbildung auf diese Systeme mitzuberücksichtigen. Hierbei ist die Beschreibung der Folie als interagierende, vollständig frei verformbare Oberfläche essenziell.

Trotz des enormen Aufwands der in den letzten Jahrzehnten betrieben worden ist Folienverstretchprozesse numerisch abzubilden, haben diese Modelle bisher keinen Einzug in industrielle Anwendungen gefunden. Grund hierfür ist, dass es lediglich gelungen ist, einzelne Prozesszustände zufriedenstellend nachzubilden. Eine Vorhersage von sich frei einstellenden Prozesszuständen kann bisher noch nicht berücksichtigt werden. Bemühungen der letzten Jahrzehnte, die in einer sehr detailreichen Modellierung der Polymer-schmelze in der Schlauchbildungszone enden, werfen die Frage nach der Einsetzbarkeit dieser Modelle auf. Modelle für einzelne Spezialanwendungen werden in der Praxis nie ihren Einsatz finden. In vielen Publikationen werden hauptsächlich die rheologischen Eigenschaften und Phasenübergänge des Polymers in der Schlauchbildungszone betrachtet und für das Erscheinungsbild der Blasenkontur herangezogen. Tatsache ist, dass die Abkühlvorgänge und somit auch die rheologischen Eigenschaften in direktem Zusammenhang mit allen weiteren Einflüssen auf den Schlauchbildungsprozess stehen.

Die vorliegende Arbeit widmet sich der grundlegenden Entwicklung eines integrativen Simulationsmodells zur Folienkonturvorsage unter Berücksichtigung aller Prozess- sowie Materialparameter. Bei der Vielzahl an Einflussfaktoren liegt die Zielsetzung darin, ein praxistaugliches Simulationsmodell des Schlauchbildungsprozesses zu realisieren, um der industriellen Einsetzbarkeit Rechnung zu tragen. Das hinterlegte Prozessmodell muss somit den Anspruch erfüllen, modellhaft die Kopplung zwischen den Strömungs- und Wärmeübertragungsvorgängen - basierend auf einem rheologischen Verstretchmodell - herzustellen.

Ziel dieser Arbeit ist nicht die Entwicklung eines neuen, weiteren rheologischen Modells. Es soll vielmehr bereits vorhandenes umfangreiches Wissen aufgegriffen und darauf aufbauend ein integratives Prozessmodell erstellt werden. Nur durch die Vorhersage einer sich frei einstellenden Konturen kann die Lücke geschlossen werden, die sich zwischen der reinen statischen Berechnung der Strömungs- und Wärmeübertragungsvorgänge mittels einer CFD-Analyse und der sich individuellen einstellenden Blasenkonturen ergibt. Ferner soll das Simulationsmodell die Möglichkeit besitzen, auf jegliche Prozessparameteränderung mit einer Konturvariation zu reagieren.

Ein weiteres Ziel ist es, das Simulationsmodell so zu gestalten, dass es über Kalibrierparameter an variierende Prozesszustände, Materialien und unterschiedliche Anlagen adaptiert werden kann. Erzielt werden soll ein möglichst weitreichendes Abbildungsvermögen. Hierzu ist ein geeigneter Kalibrierraum für das gewählte Simulationsmodell zu ermitteln, der sich mit akzeptablem Aufwand definieren lässt.

Abschließend ist der Nachweis zu erbringen, dass das erstellte Simulationsmodell unterschiedliche Prozesszustände abbilden und vorhersagen kann.

Mit diesem Simulationsmodell soll es ermöglicht werden den Schlauchbildungsprozess virtuell zu betrachten und hierdurch Rückschlüsse auf eine Optimierung von Maschinenteilen zu ziehen. Im Vordergrund steht die Anlagentechnik zu optimieren, um somit den gesamten Extrusionsprozess effizienter zu gestalten. Es soll die Frage beantwortet werden, wie die heutigen Kühlsysteme verbessert werden können. Des Weiteren ist zu ermitteln, inwiefern durch den Einsatz eines integrativen Simulationsmodells ein Beitrag zur konstruktiven Auslegung gänzlich neuer Systeme möglich wird. Im Gegensatz zu vielen Publikationen (z. B. [Hau99, Maj08, Ohl04, Tas94]) wird bewusst von einer Folieneigenschafts- bzw. Produktqualitätsvorhersage abgesehen, dies ist nicht Ziel der vorliegenden Arbeit.

4 Stand der Forschung und Technik

4.1 Blasfolienextrusion, ein Überblick

Die Blasfolienextrusion definiert sich wie jeder Extrusionsprozess durch die kontinuierliche Herstellung eines Produkts. Abbildung 4-1 zeigt schematisch den Aufbau einer Blasfolienanlage. Zu Beginn wird das zu verarbeitende Kunststoffgranulat in einem Extruder plastifiziert und homogenisiert. Das Aufschmelzen des Granulats geschieht im stationären Betrieb hauptsächlich durch Reibung im Extruder, respektive Dissipation der Antriebsenergie.

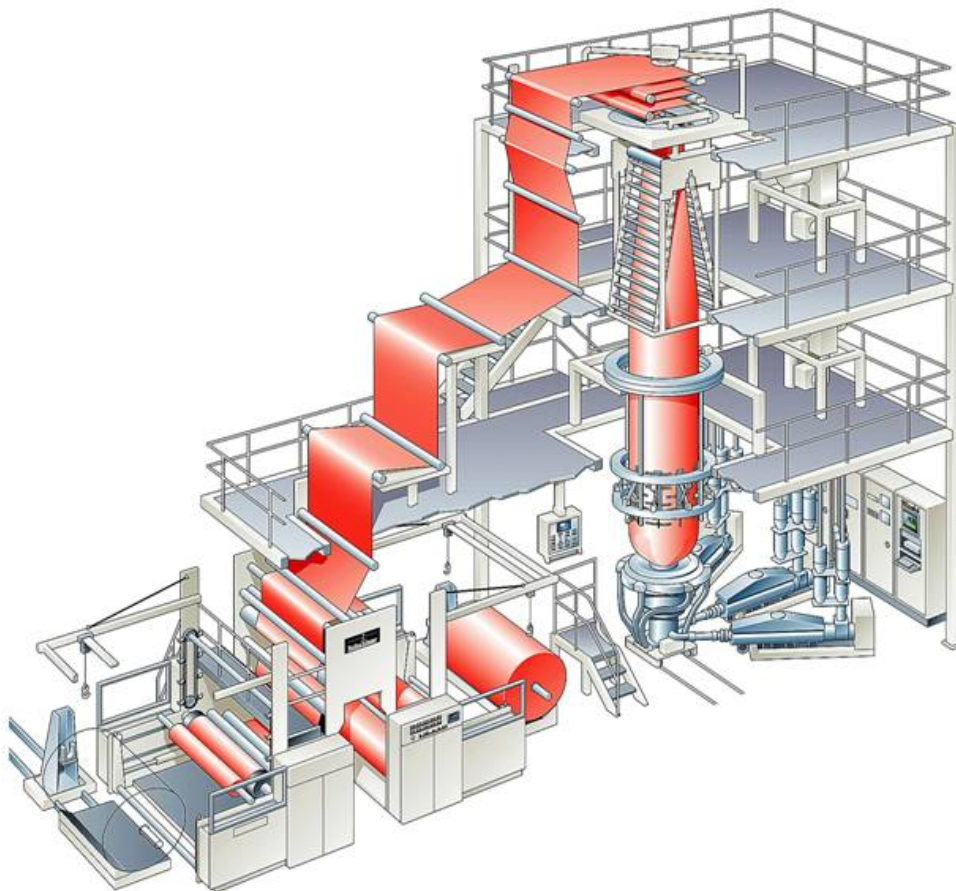


Abbildung 4-1 Blasfolienanlage [URL09a]

Über eine Schmelzeleitung wird das Extrusionswerkzeug mit dem schmelzeförmigen Polymer gespeist. Im Fall der Folienextrusion ist das Werkzeug als ein sogenannter Wendelverteiler ausgeführt, in dem die Umformung der Schmelze erfolgt. Hierbei wird sie aus der horizontalen in die vertikale Richtung umgelenkt und der Schmelzestrang in eine Ringspaltströmung umgewandelt. Im Anschluss an den Wendelverteiler folgt der Blaskopf, aus welchem die Polymerschmelze über einen ringförmigen Spalt austritt und zu einem Schlauch geformt wird. Durch zwei Walzen wird der Schlauch abgequetscht. Hierdurch entsteht innerhalb des Folienschlauches ein konstantes Luftvolumen. Die kontinuierliche Förderung und der Abzug der Folie in vertikaler Richtung geschieht mit Hilfe des angetriebenen Walzenpaares [Hau99].

Eine höhere Abzugsgeschwindigkeit als die Austrittsgeschwindigkeit des Massestroms bewirkt ein Verstrecken des noch plastisch verformbaren Schlauchs in Extrusionsrichtung. Das Verhältnis von Abzugs- zur Austrittsgeschwindigkeit wird als Abzugsverhältnis (AZV) oder auch als draw up ratio (DUR) bezeichnet. Über die Variation der Abzugsgeschwindigkeit lässt sich das Verstreckverhältnis in Axialrichtung nahezu beliebig definieren. Ein konstantes inneres Luftvolumen realisiert zeitgleich ein Verstrecken in Umfangsrichtung. Dieses Aufweiten der Blase wird per Definition als Aufblasverhältnis (ABV) bzw. als blow up ratio (BUR) bezeichnet. Mit Hilfe dieses biaxialen Dehnprozesses des Schmelzschlauchs geschieht die Ausformung zu seiner endgültigen Foliendicke. Das Luftvolumen innerhalb des Folienschlauchs und somit die Folienbreite lässt sich durch die Menge an zugeführter Stützluft einstellen. In erster Näherung kann das Volumen der stehenden Folienblase als statisch angesehen werden, da die Blase am oberen Ende durch Abquetschwalzen (siehe Abbildung 4-1) im Volumen begrenzt ist. Ferner findet kein freier Luftaustausch mit der Umgebung statt. Die gewünschte Foliendicke folgt dementsprechend aus der Überlagerung von Längs- und Querverstreckung. Hierdurch ergeben sich für die Schlauchfolien- gegenüber der Flachfolienextrusion wesentliche Vorteile. Zum einen ermöglicht es eine hohe Flexibilität in Bezug auf die geometrischen Abmessungen der Endprodukte und zum anderen werden gute mechanische Folieneigenschaften aufgrund des biaxialen Orientierungszustands der Molekülketten erreicht [Schm96].

Während des gesamten Verstreckprozesses wird der noch schmelzeförmige Folienschlauch von außen mit Kühlluft radial beaufschlagt. Dies geschieht üblicherweise durch einen Kühllufttring, welcher sich direkt oberhalb des Blaskopfaustritts befindet. Die Kühlluft wird mit einer hohen Geschwindigkeit ringförmig von unten an die noch heiße Folie herangeführt und kühlt die Polymerschmelze ab. Mit Erreichen einer charakteristischen Höhe, der Frostlinienhöhe, geht das Polymer vom strukturviskosen, schmelzeförmigen in den viskoelastischen, festen Bereich über. Der Bereich vom Werkzeugaustritt bis zur Frostlinie wird Schlauchbildungszone genannt. In diesem Bereich (vgl. Abbildung 4-2) werden der Folie alle ihre endgültigen Eigenschaften aufgeprägt.

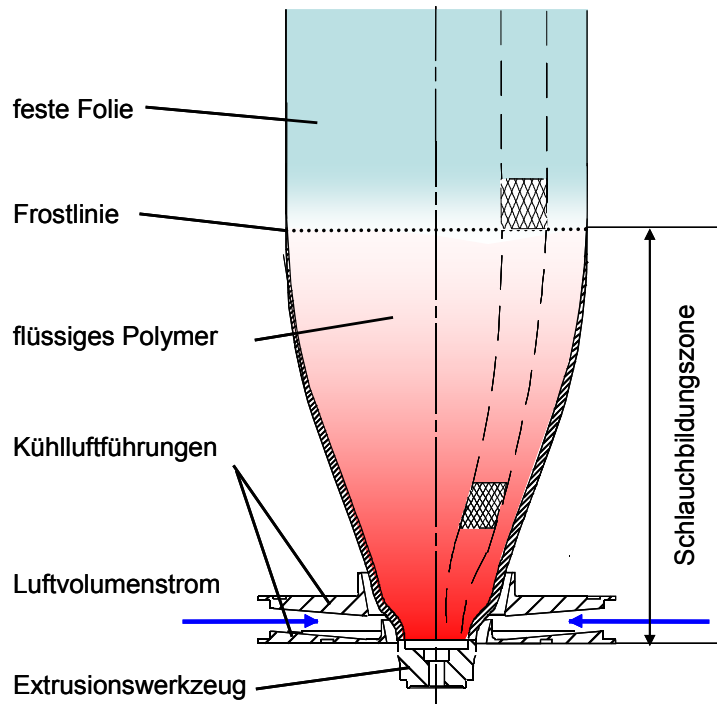


Abbildung 4-2 Darstellung der Schlauchbildungszone

Durch ein Herabsetzen der Kühllufttemperaturen kann die Leistungsfähigkeit der Anlage weiter gesteigert werden. Zusätzlich zur Außenkühlung findet bei modernen Anlagen heutzutage neben der Außenkühlung eine Innenkühlung (engl. inner bubble cooling) (IBC) Verwendung. Hierbei wird durch ein Anblasen des Folienschlauchs von innen zusätzlich die Wärmeabfuhr begünstigt. Bei konstantem Volumen zirkuliert die Stützluft innerhalb der Blasen. Die dabei aufgenommene Wärme wird durch Austausch des Kühlmediums durch das Werkzeuginnere nach außen abgeführt. Solche Systeme können durch die beidseitige Kühlung der Folie Leistungssteigerungen von bis zu 30 % erzielen [Joh04].

Oberhalb der Frostlinie ist die Folie strukturstabil und kann im Kontakt geführt werden. Dies geschieht durch einen an den Blasendurchmesser anpassbaren Kalibrierkorb. Die Folie wird bis zu den Abzugswalzen geführt, welche den Folienschlauch zu einer doppelt flachgelegten Folienbahn umformen und gleichzeitig die Abzugsgeschwindigkeit aufprägen. Anschließend wird die Folie über Umlenkwalzen einer Wickelvorrichtung oder direkt der Weiterverarbeitung zugeführt.

4.2 Kühlluftsysteme

Eine zentrale Rolle bei den Blasfolienextrusionsanlagen spielt das Kühlluftsystem. Von ihm hängt direkt die Folienqualität sowie im Wesentlichen die Anlagenproduktivität ab. Es haben sich zwei Kühlmethoden am Markt etabliert. Diese werden für die Herstellung von unterschiedlichen Folien bzw. Folieneigenschaften eingesetzt. Neben der Folienkühlung per angesaugter Umgebungsluft existiert ein weiteres Verfahren, welches die Kühlung über direkten Kontakt mit Wasser realisiert. Dieses soll in der vorliegenden Arbeit jedoch

nicht weiter betrachtet werden, da das Kühlverfahren über gekühlte Umgebungsluft die industriell meistverwendete Verfahrensweise darstellt.

In den letzten Jahren ist der Qualität der Folie und deren Verbesserung immer mehr Aufmerksamkeit geschenkt worden. Es konnte eine deutliche Steigerung der Folienqualität erreicht werden. Dies ist aber größtenteils auf den hohen Automatisierungsgrad der Schlauchfolienanlagen zurückzuführen. Zu nennen ist hier vor allem die Breiten- und Dickenregelung, die in Verbindung mit einem reversierenden Abzug zu hohen Wickelqualitäten bezüglich der Zylindrizität geführt haben. Dank der Einführung der Dickenregelung mit Hilfe von automatisierten Regelsystemen im Werkzeug oder segmentierten Kühllufttringen wurde die Homogenität der Folieneigenschaften erheblich verbessert [SC95]. Eine Steigerung des Wärmeübergangs von der Folie zur Kühlluft und damit eine Steigerung des Leistungsvermögens der Anlage verfolgen diese Systeme jedoch nicht. Aus diesem Grund wird parallel das Ziel der Effizienzsteigerung der Folienkühlung verfolgt. Die Innenkühlung lässt bauraumbedingt hier nur wenig Spielraum für Optimierungsansätze. Daher sind die Außenkühlluftsysteme zur Leistungsoptimierung immer weiter in den Mittelpunkt des Forschungsinteresses gerückt. Entwicklungen der letzten Jahre [URL09b, URL10c] und nicht zuletzt die eigenen Vorarbeiten [PR05, PR06, PRJ07, Spi04, Wol95] haben gezeigt, dass dies empirisch möglich ist.

Heutzutage bestehen die wesentlichen Unterschiede der Außenkühlluftsysteme in deren Kühlluftführungsgeometrien, in der Anordnung der Kühlluftführungselemente sowie in der Kombination dieser Komponenten.

Einfachlippen-Kühlring

Die Kühlringe mit Einfachlippen bilden den Ursprung der Blasfolienkühlssysteme. Dabei wird die Folie unmittelbar oberhalb des Werkzeugaustrittes von einem einzigen Luftstrom tangential angeströmt. Dies geschieht, um möglichst früh mit dem Kühlluftvolumenstrom an die Folie zu gelangen und das treibende Potenzial aufgrund des hohen Temperaturunterschieds auszunutzen. Der Kühlring besteht aus einer Unter- und einer Oberlippe (vgl. Abbildung 4-3), welche oft zur Veränderung der Anströmcharakteristik zueinander höhenverstellbar sind.

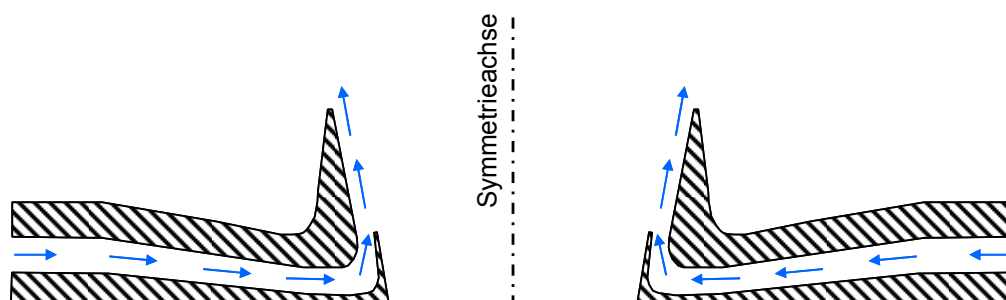


Abbildung 4-3 Schematische Darstellung der Luftführung in einem Einfachlippen-Kühlring

Zu Beginn der Kühlringentwicklung wurde der Kühlluftstrom nahezu vollständig radial auf die Kontur geführt, um einen möglichst intensiven Wärmeaustausch zu erreichen. Diese Systeme wichen dann den Kühlringen, welche den Ringstrahl tangential an die Folie heranführen. Ziel hierbei war es, ein Anlegen der Strömung an die Folien zu erreichen und die Bildung großskaliger Wirbel in größere Höhen zu verlegen. Während die Unterlippe eine Umlenkung der radial anströmenden Luft bewirkt, kann der Öffnungswinkel der Oberlippe variieren, um eine Anpassung an die vorherrschende Blasenform zu realisieren. Je nach Aufweitungswinkel der oberen Lippen kann volumenstromabhängig eine Zwangsführung der Folie durch den Venturi-Effekt erreicht werden.

Der Vorteil von Einfachlippen-Kühlluftsystemen besteht im großen Einsatzbereich, da der Luftstrom direkt oberhalb des Werkzeugaustritts an die Folie geleitet und sich darüber die Schlauchbildungszone frei entwickeln kann. Nachteilig ist, dass die Kühlluft mit einem hohen Impuls auf die noch niedrigviskose Folie trifft und dort zu Deformation der austretenden Schmelze führen kann. Bei Erhöhung des Luftvolumenstroms kann dies sogar zum Abriss des Folienschlauchs oberhalb des Werkzeugaustritts führen.

Doppellippen-Kühlring

Doppellippen-Kühlringe stellen die konsequente Erweiterung der beschriebenen Einfachlippensysteme dar (Abbildung 4-4). Sie verfügen über zwei separat, übereinander angeordnete Austrittsspalte.

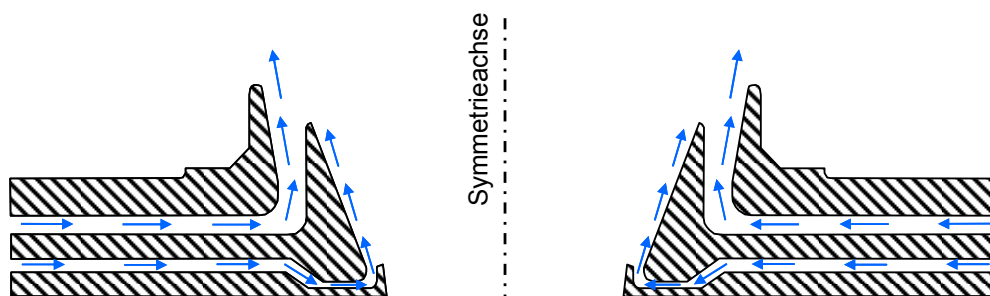


Abbildung 4-4 Schematische Darstellung der Luftführung in einem Doppellippen-Kühlring

Aus dem unteren Spalt wird zunächst ein geringer Luftvolumenstrom an den noch sehr instabilen Schmelzeschlauch herangeführt und trifft mit geringem Impuls auf die Folienoberfläche. Durch diese Vorkühlung und das gleichzeitige axiale Verstrecken in dieser Region erhält die Schmelze bereits eine gewisse mechanische Festigkeit, welche es erlaubt, mit einem deutlich höheren Luftvolumenstrom aus dem zweiten Luftaustrittsspalt auszutreten. Dieser Hauptluftstrom ist verantwortlich für den Hauptteil der Wärmeabfuhr. Der wesentliche Vorteil dieser Ausführung ist, dass niedrigviskose Polymere, die eine geringe Schmelzefestigkeit besitzen, mit ihnen gut verarbeitet werden können.

Darüber hinaus werden moderne Doppellippen-Kühlringe mit zusätzlichen strömungsführenden Konstruktionen versehen. Einige Varianten verfügen über ringförmige Aufbauten oberhalb der eigentlichen Führungslippen, welche mit verschließbaren Bohrungsreihen auf

dem Umfang versehen sind. Sie bilden zusammen mit der Folienkontur einen konkaven Hohlraum, in welchem sich aufgrund der Geometrie ein ringförmiger Wirbelballen ausbildet. Durch die Regelbarkeit der Bohrungsöffnungen kann eine Abschottung des Druckgebiets gegenüber der Umgebung geschehen, wodurch eine Beeinflussung der strömungsführenden Wirkung des Kühlsystems erreicht wird (Abbildung 4-5).

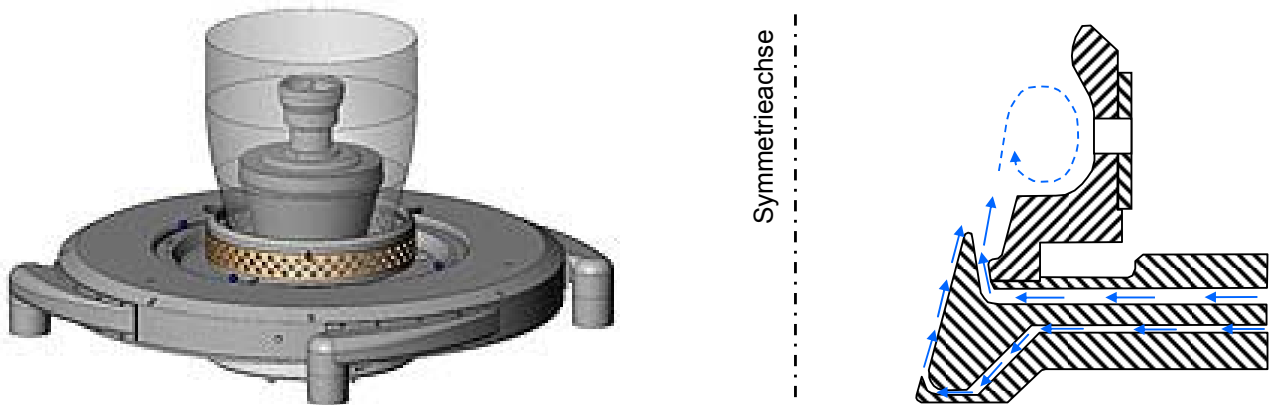


Abbildung 4-5 Einstellbarer Doppellippenkühlring mit schematischer Darstellung der Luftführung [URL10a]

Etagenkühlringsysteme

Dieses Kühlluftsystem definiert sich durch eine Kombination von zwei Kühlringen in Etagenordnung. Der untere Kühlring ist direkt auf dem Werkzeug montiert, der obere ist elektromechanisch höhenverstellbar. Diese Verstellung ermöglicht innerhalb gewisser Grenzen eine Einstellung des Systems auf die jeweilige Konturausbildung. Oft ist der untere Kühlring zudem segmentiert und sorgt somit für die Regelung des Foliendickenprofils.

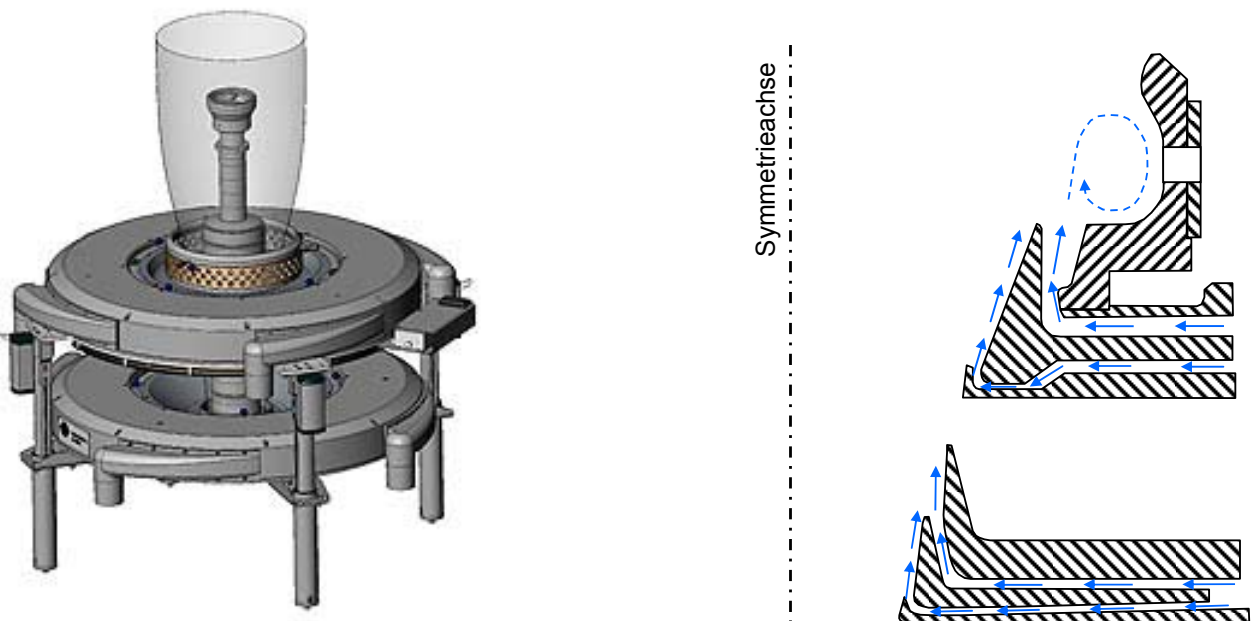


Abbildung 4-6 Etagenkühlringsystem mit schematischer Darstellung der Luftführung [URL10a].

Das untere Kühlluftsegment kühlt die sich rein axial verstreckende Folie. Der Hauptanteil der biaxialen Verstreckung erfolgt erst innerhalb und oberhalb des oberen Kühlrings. Die Verfahrensweise des uniaxialen Verstreckens zwischen den Ringen führt zu einer stabilisierenden Wirkung des Schmelzeschlauchs. Hierdurch kann dieser im zweiten Kühlring mit einer höheren Kühlluftgeschwindigkeit angeströmt werden. Durch den Einsatz dieses Systems werden deutlich höhere Ausstoßleistungen erzielt [URL10a].

Kaskadenkühlung

In vorangegangenen Untersuchungen am Lehrstuhl für Konstruktion und Kunststoffmaschinen der Universität Duisburg-Essen ist ein neues Kühlluftsystem entwickelt worden (Abbildung 4-7). Es basiert auf der konsequenten Führung der Blase an mehreren Stellen innerhalb der Schlauchbildungszone, realisiert durch eine Kombination von sechs Kühlluftführungselementen. Hierbei sind die Führungselemente so ausgelegt worden, dass die zugeführten Luftvolumenströme einstellbar sind. Hierdurch wird erreicht, dass die einzelnen Druckgebiete strömungsmechanisch voneinander entkoppelt sind. Dieser Aufbau realisiert durch ein Ansaugen der Folien, aufgrund des Venturi-Effekts, eine möglichst lange Zwangsführung der Blase. Darüber hinaus kann durch ein definiertes Einsaugen der Umgebungsluft die Interaktion mit der ruhenden Umgebungsluft in gerichtete Bahnen gelenkt werden.

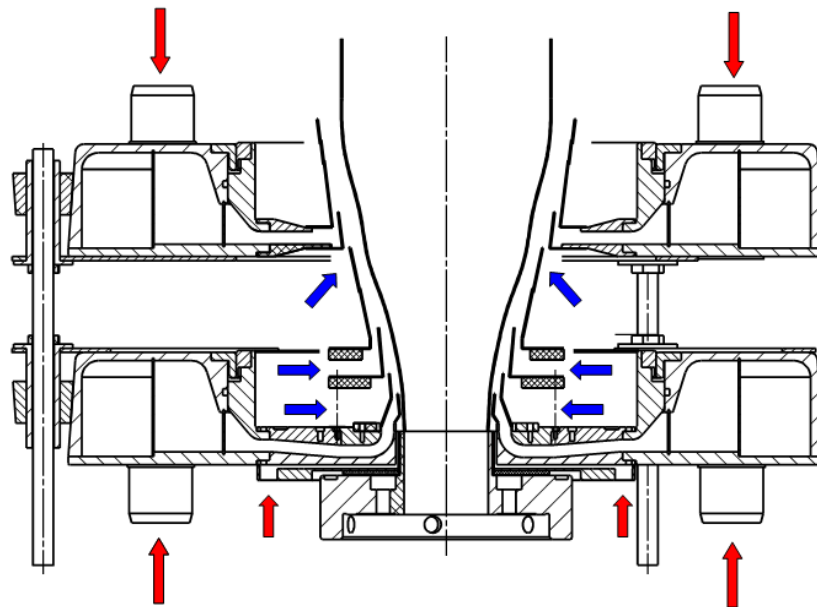


Abbildung 4-7 Darstellung der charakteristischen aktiven und passiven Luftvolumenströme im Kaskadenkühlsystem [Spi04]

Abbildung 4-7 zeigt den Aufbau der Kaskadenkühlung, welches von Spirgatis vorgestellt wurde [Spi04]. Direkt oberhalb des Schmelzeaustritts aus dem Werkzeug befindet sich die erste Kombination an Kühlluftführungselementen, deren Wirkungsweise aktiv durch den zugeführten Kühlluftstrom eingestellt werden kann. Die zwei darauf folgenden Kühlluftführungen führen passiv Luft aus der Umgebung zu und sind einstellbar durch bewegliche

Zylinder am Außenrand der Führung. Der Hauptluftstrom saugt durch den entstehenden Unterdruck zusätzliche Luft aus der Umgebung an. Hierdurch wird an diesen Stellen ein Stabilisieren der Folien in den Führungselementen erreicht und die effektive Kühlungsleistung steigert.

In Extrusionsrichtung befindet sich ein zweiter separater Kühlring, welcher über ein eigenständiges Gebläse sowie einstellbare Führungslippen verfügt. Das untere, relativ kurze Führungselement besitzt ebenfalls die Möglichkeit passiv Umgebungsluft anzusaugen. Hauptaufgabe dieser Lippe ist es, den aktiven Luftstrom des oberen Kühlringes umzulenken, um diesen tangential zur Blase in den bereits vorhandenen Hauptkühlluftstrom zu leiten.

Mit diesem Kühlluftsystem konnte eine deutliche Steigerung der Kühlleistung bei gleichzeitiger Reduzierung der Dickenschwankungen erzielt werden. Allerdings erfolgte die Konstruktion, d. h. die Anordnung, Öffnungswinkel und Längen der einzelnen Führungselemente aus experimentell erhaltenen Erfahrungswerten und aus der Vorstellung einer zu erwartenden Blasenform.

Gegenstrom-Kühlluftsystem

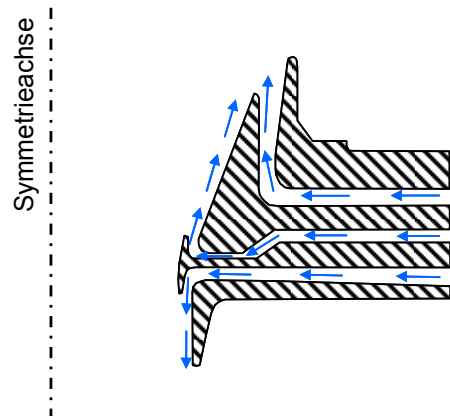


Abbildung 4-8 Gegenstrom-Kühlring mit schematischer Darstellung der Luftführung [URL10c]

Auf Basis eines höhenverstellbaren Kühlrings ist ein neues Kühlkonzept auf dem Prinzip der Gegenstromkühlung entwickelt worden [N.N.08, URL09b, URL10c]. Dieses Kühlluftsystem basiert auf einer Verfahrensweise mit einem langen Blasenhal. Durch die axiale Verstreckung im unteren Bereich erfolgt eine Stabilisierung des Schmelzeschlauchs. Der Kühlring verfügt über drei Luftaustrittsöffnungen, wobei ein nach unten gerichteter Luftstrom für eine Vorkühlung des Folienhalses sorgen soll. Hierdurch wird eine Vergrößerung der aktiv an der Abkühlung teilnehmenden Oberfläche erreicht. Durch diese Arbeitsweise

soll nicht nur die Anlagenkapazität erhöht werden können, sondern auch die Blasenstabilität sowie die Folieneigenschaften positiv beeinflusst werden.

Die hier dargestellten Kühlluftsysteme basieren auf der Wärmeabfuhr rein über erzwungene Konvektion. Hierbei übernimmt die Blasenerscheinungsform eine entscheidende Rolle. Sie stellt neben dem Kühlsystem die zweite Grenze für das vorliegende Strömungsgebiet dar. Hierin liegt begründet, warum es problematisch ist, universell einsetzbare Kühlsysteme zu entwickeln. Grundlegend ist, dass weiterhin eine Vielzahl an Materialien sowie Coextrusionsverbunde auf einer Blasfolienanlage verarbeitet werden sollen. Die Blasenbildung der unterschiedlichen Materialien in Abhängigkeit der anliegenden Verarbeitungsparameter und des Kühlluftsystems ist jedoch sehr unterschiedlich. Um ein optimales Kühlluftsystem zu gestalten, ist die Kenntnis der sich einstellenden Folienblase zwingend nötig. Eine Vorhersage der Folienkontur kann somit einen entscheidenden Beitrag leisten, um den Entwicklungsprozess optimierter Kühlluftsysteme weiter voranzutreiben. Ferner könnte hierdurch eine virtuelle Betrachtung und Bewertung gänzlich neuer Kühlluftsysteme im Vorhinein verwirklicht werden.

4.3 Vorgänge in der Schlauchbildungszone

Die zuvor beschriebenen Kühlluftsysteme haben neben dem Material den Haupteinfluss auf die Ausbildung der Schlauchbildungszone. Diese hochflexible frei verformbare Zone beginnt mit dem Austreten der Polymerschmelze aus dem Werkzeug und endet an der sogenannten Frostlinie. Ab dieser Höhe des Folienschlauchs ist die Schmelze vollständig erstarrt und alle Folieneigenschaften sind festgelegt. In Abbildung 4-9 sind die Einflüsse auf die Schlauchfolie innerhalb der Schlauchbildungszone dargestellt. Ferner ist exemplarisch der unterschiedliche Aufbau eines Einfachlippen-Kühlluftsystems und eines Kühlluftsystems in Etagenordnung in der Darstellung aufgeführt.

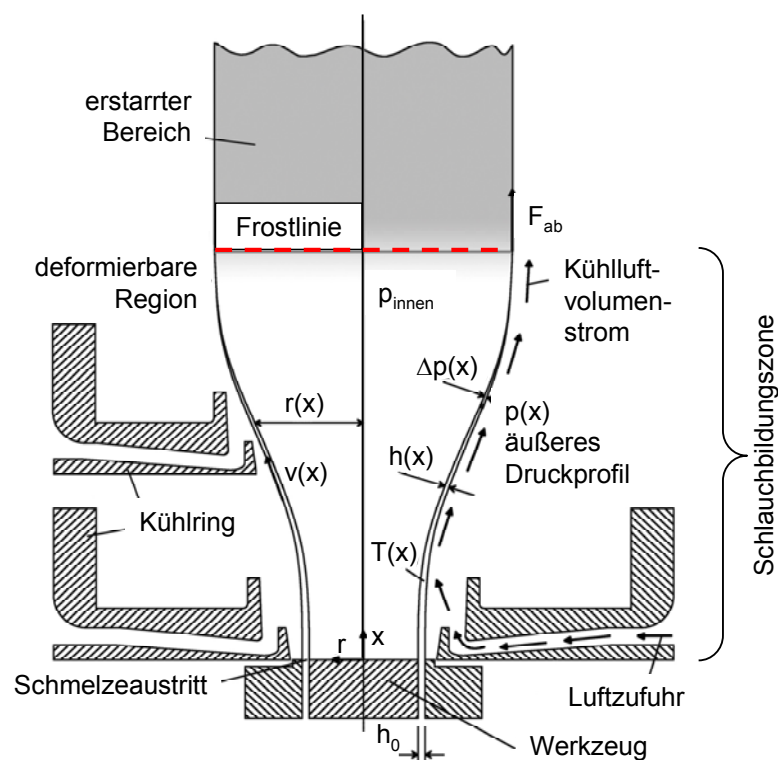


Abbildung 4-9 Einflüsse auf die Schlauchfolie innerhalb der Schlauchbildungszone

Innerhalb der Schlauchbildungszone laufen mehrere Vorgänge zeitgleich ab. Der Folienschlauch erhält aufgrund einer höheren Abzugs- als Schmelzeaustrittsgeschwindigkeit und einer Aufweitung durch einen Überdruck in der Blase seine endgültigen Dimensionen (Foliendicke und Folibreite). Gleichzeitig wird der Folie in der Schlauchbildungszone mehr als die Hälfte der gesamt abzuführenden Wärme entzogen [Schm96].

Während des gesamten Verstreckprozesses findet die Deformation der Polymerschmelze statt. Bereits im Werkzeug unterliegt das Polymer einer Scherung und beinhaltet somit eine Vororientierung der Polymerketten. In der Schlauchbildungszone wird die Schmelze biaxial verstreckt. Die dadurch entstehenden Orientierungszust nde im Material sind mitverantwortlich für die lokal vorliegenden rheologischen Eigenschaften. Zudem findet wäh-

rend des gesamten Verstreckprozesses eine Relaxation der zurückliegenden Deformationsvorgänge in der Polymerschmelze statt.

Aus diesen komplexen parallel ablaufenden Vorgängen ergeben sich folgende Schwierigkeiten zur Beschreibung der Schlauchbildungszone:

Da die Folie in diesen Bereich nicht geometrisch fixiert ist und somit frei verformt werden kann, stellt die Schlauchfolienkontur immer einen Gleichgewichtszustand aller einflussnehmenden Randbedingungen ein. Dies sind auf der einen Seite die mechanischen Einflussgrößen, die den Verstreckzustand hervorrufen, wie Innendruck, Druckprofil auf der Außenseite - hervorgerufen durch den Freistrah der Kühlluft - und Abzugskraft. Dagegen steht der innere Widerstand der Polymerschmelze gegen die Deformation, charakterisiert durch ihre rheologischen Eigenschaften. Da der Schlauchbildungszone ein großer Wärmestrom entzogen wird, sind auch die Polymereigenschaften stark temperaturdominiert.

4.4 Dehnrheologisches Verhalten von Polymerschmelzen

Der Folienverstreckprozess ist maßgeblich durch einen biaxialen Dehnprozess geprägt. Versuche zur Bestimmung der Viskosität unter uniaxialer Dehnung zeigen, dass die Dehnaviskosität dem Dreifachen der Scherviskosität bei gleichen Werten der Deformationsgeschwindigkeit entspricht [Lau05]. Die Scherviskosität zeigt ausgehend von einer konstanten Nullviskosität η_0 lediglich eine Abnahme mit wachsender Schergeschwindigkeit. Abbildung 4-10 zeigt charakteristische Verläufe von Scher- und uniaxialer Dehnaviskosität von Polymerschmelzen mit sowie ohne Verzweigungen der Makromoleküle.

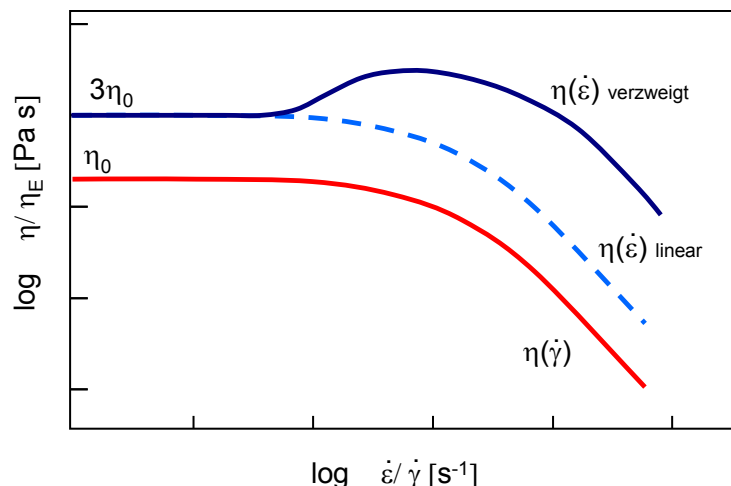


Abbildung 4-10 Schematische Darstellung des Viskositätsverlaufs unter Scher- und Dehnbeanspruchung anhand unterschiedlicher Verzweigungsgrade [PGL95].

Nach der sogenannten Trouton-Beziehung, die den Zusammenhang von scher- und dehnrheologischen Größen für inkompressible Medien im linear-viskoelastischen Bereich beschreibt, entspricht die Dehnaviskosität η_ϵ der dreifachen Scherviskosität η . Diese Beziehung gilt für niedrige Dehnraten. Anschließend steigt bei verzweigten Polymeren die

Dehnviskosität mit wachsender Dehngeschwindigkeit an und fällt erst nach Erreichen ihres Maximums wieder ab, wie beispielhaft in Abbildung 4-10 dargestellt.

$$\eta_{\varepsilon} = \begin{pmatrix} 2\eta_0 \dot{\varepsilon} & 0 & 0 \\ 0 & \eta_0 \dot{\varepsilon} & 0 \\ 0 & 0 & -\eta_0 \dot{\varepsilon} \end{pmatrix} = 3 \cdot \eta_0 \quad \text{Gl. 4-1}$$

Bei einer äquibiaxialen Dehnung, die Dehnung zu gleichen Teilen in alle Richtungen beschreibt, wird von einer weiteren Steigerung der Nullviskosität ausgegangen. Nach Gleichung 4-2 errechnet sich ein sechsfach höherer Widerstand gegen Deformation [Lau05].

$$\eta_{\varepsilon} = \begin{pmatrix} 2\eta_0 \dot{\varepsilon} & 0 & 0 \\ 0 & 2\eta_0 \dot{\varepsilon} & 0 \\ 0 & 0 & -4\eta_0 \dot{\varepsilon} \end{pmatrix} = 6 \cdot \eta_0 \quad \text{Gl. 4-2}$$

Darüber hinaus sind die dehnreologischen Eigenschaften und deren Charakteristik stark abhängig vom molekularen Aufbau des Polymers, dessen Verzweigungsstruktur und der Molmassenverteilung. So stellen sich abhängig vom Polymer Phänomene der Verfestigung aber auch der Viskositätsabnahme bei höheren Dehnraten ein, wie z. B. Münstedt aufzeigt [MSM05].

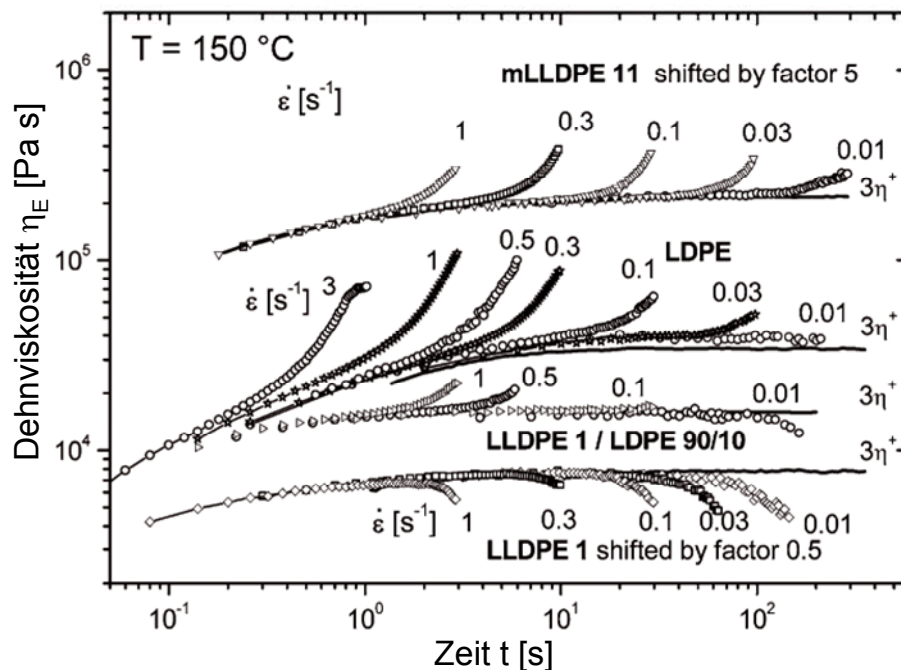


Abbildung 4-11 Darstellung der Dehnungsviskositäten unterschiedlicher Polyethylentypen in Abhängigkeit der Dehnrates nach Münstedt [MSM05]

Ein solches Verhalten ist entscheidend für den Folienverstreckprozess, da die Dehnviskositätsverfestigung bzw. -abnahme mit der Schmelzefestigkeit und somit mit dem Widerstand gegen Deformation korreliert. Dies bedeutet keinesfalls, dass ein im uniaxialen

Dehnzustand gefundenes Verhalten sich auf einen beliebigen biaxialen Streckprozess übertragen lässt.

Die dehnungsrichtungsabhängige Charakterisierung von Polymerschmelzen ist in experimenteller sowie in theoretischer Form nur schwer zu realisieren. Messungen zum viskoelastischen Verhalten von Polymeren sind zwar mit einem uniaxialen und auch biaxialen Dehnrheometer durchführbar, jedoch können mit den existierenden Messverfahren die benötigten Informationen nicht ermittelt werden [Heg04].

Einzig das schon 1969 von Meissner [Mei69, Mei85, MRS81] entwickelte „Multiaxiale Dehnrheometer“ ermöglicht das Aufprägen von verschiedenartigen Dehnraten in zwei Dehnrichtungen auf eine Folienprobe. Um dieses Verfahren bezogen auf den Blasfolienprozess einsetzen zu können, sind jedoch eine Vielzahl an Messungen nötig. In diesen müssen abhängig von den real vorliegenden Verstreckverhältnissen die richtungsabhängigen Dehnviskositäten ermittelt werden. Des Weiteren wären dem Blasfolienprozess angepasste Dehngeschwindigkeitsverläufe in zwei abhängigen Richtungen aufzuprägen. Alle Messungen sind zudem temperaturabhängig durchzuführen. Erschwerend kommt hinzu, dass bereits Spannungen, respektive Molekülorientierungen, in der Schmelze vorliegen, welche durch Scherung im Extrusionswerkzeug induziert sind. Diese nicht unbedeutende Ausgangssituation kann in keinen Messungen mitberücksichtigt werden. Somit existiert bisher kein effektives Messverfahren, welches es erlaubt, biaxial, dehnungsrichtungs- sowie dehnungsgeschwindigkeitsabhängig rheologische Daten aufzuzeichnen. Selbst wenn ein solches Messsystem bestehen würde, müsste dennoch die Charakterisierung der Materialeigenschaften betriebszustandsspezifisch erfolgen.

Eine praxisgerechte numerische Modellbildung dieses Materialverhaltens ist nur zu erwarten, wenn das reale Stoffverhalten unter den biaxialen Dehnbedingungen materialgerecht approximiert werden kann. Ein Großteil der Studien zur theoretischen Beschreibung des Fließverhaltens von Polymeren ist fokussiert auf das Verhalten unter Scherung und bildet dieses auch gut ab. Sie erheben jedoch nur teilweise den Anspruch auch für Fließzustände zufriedenstellend zu funktionieren, die durch Dehnströmung dominiert sind [BCC93]. Für den Blasfolienprozess wird dies erst dann möglich sein, wenn eine rheologische Zustandsgleichung bekannt ist, die nicht nur für Scherung und uniaxiale Dehnung gültig ist, sondern auch für allgemeine biaxiale Dehnungen [Wag90].

Da bisher kein allgemeingültiges rheologisches Ersatzmodell existiert, dass die Möglichkeit besitzt, jegliche Dehnungszustände exakt abzubilden, erfolgte in dieser Arbeit eine Erweiterung des Modells hinsichtlich der rheologischen Eigenschaften in den jeweiligen Dehnrichtungen. Dies ist essenziell, um das anisotrope Verhalten des Polymers aufgrund der Molekülorientierung mit in Betracht ziehen zu können. Hierzu sei auf Kapitel 5.3.2 verwiesen. Aufgrund dieser Erweiterung wird angenommen, dass ebenfalls verhältnismäßig einfache rheologische Materialmodelle für die Verstreckprozesse in der Schlauchbildungszone Verwendung finden können. In Voruntersuchungen (vgl. Kapitel 11) sind unterschiedliche Modelle betrachtet worden. Sie wurden dahingehend untersucht, welches Modell ein hinreichendes Abbildungsvermögen erwarten lässt.

4.5 Modelle des Folienblasprozesses

4.5.1 Prozessmodelle

Im Weiteren werden verschiedene bereits publizierte Ansätze für die numerische Beschreibung der Schlauchbildungszone vorgestellt und diskutiert. Diese Modelle bilden die Basis für die weitere Vorgehensweise.

Die Fülle an Veröffentlichungen, die in den letzten Jahrzehnten erschienen sind, verdeutlichen den Wissensdrang, den Folienverstreckprozess endlich besser greifbar machen zu können. Hier sei angemerkt, dass es von Beginn an Ziel war, diese Modelle zur Prozessverbesserung einsetzen zu können [Ast76, Ast 78]. Im Folgenden werden die Entwicklungen der Prozessmodelle in Form eines Literaturüberblicks aufgeführt.

Die Pionierarbeit der numerischen Beschreibung der Schlauchbildungszone führten Pearson und Petrie [PP70a, PP70b, PP70c] durch. Dieses Modell basiert zum einen auf einer Membrantheorie für rotationssymmetrische, dünne, biegeschlaife Schalen und zum anderen auf dem Einsatz des Masse- und Impulserhaltungssatzes. Die Spannungen in Umfangs- und Extrusionsrichtung werden hier mittels eines isothermen, Newtonschen Ansatzes berechnet. Durch Verwendung der Membrantheorie können Pearson und Petrie eine Abhängigkeit der Spannungen in den Normalrichtungen, dem Foliendickenverlauf sowie dem Differenzdruck zwischen Blaseninnendruck und Umgebungsdruck aufstellen. Die so erhaltenen Gleichungen lösen sie nach dem Radius auf und erhalten eine Differenzialgleichung zweiter Ordnung zur Beschreibung der Kontur. Die numerische Lösung des damals vorgestellten Pearson und Petrie-Modells liefert zum Teil unrealistische Folienkonturen. Die Darstellung der Kontur zeigt eine langgezogene Blasenform mit einem plötzlichen Aufweiten im Bereich der Frostlinienhöhe.

Daraufhin erweitert Petrie [Pet73] das Modell durch ein isothermes, viskoelastisches Materialmodell. Er untersuchte dazu unterschiedliche rheologische Ersatzmodelle. Aufgrund von numerischen Problemen war er nicht in der Lage, die Gleichungen vollständig zu lösen. Dies gelang ihm später [Pet75] für ein nicht-isothermes rein elastisches Fluid. Er entwickelte ein gekoppeltes Zweiphasen-Modell basierend auf einem nicht-isothermen Newtonschen und einem rein elastischen Fluid. Eine Abbildung des viskoelastischen Materialverhaltens war aber auch mit diesem Modell noch nicht möglich.

Eine Vielzahl an Autoren stützt sich auf dieses Modell und erweitern es. Hauptaugenmerk wurde dabei zunächst auf die Erweiterung der rheologischen Beschreibung der Polymer-schmelze gelegt.

Han und Park [HP75a] führten experimentelle Untersuchungen an einer Anlage durch, um die Dehnaviskositäten, die während des Verstreckprozesses auftreten, bestimmen zu können. Daraufhin erweiterten sie den Ansatz von Pearson und Petrie [HP75b, HP75c]. Sie erstellten aus dem Ansatz des isothermen Newtonschen Fluids ein temperaturabhängiges

Modell. Die Temperaturabhängigkeit der Viskosität wurde anhand eines Potenzansatzes berechnet. Bei einer genauen Anpassung der Abzugskraft und des Innendruckes zeigen die theoretischen Ergebnisse eine recht gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Datensätzen.

Experimentell und theoretisch untersuchte Ast [Ast76, Ast78] die Abkühlung der Schlauchfolie. Durch Lösung der Energie- und Kontinuitätsgleichung für die Elemente über die Höhenkoordinate gelang es ihm, die Abkühlbedingungen in der Schlauchbildungszone zu berechnen. Darüber hinaus betrachtete er den Einfluss der unterschiedlichen Parameter auf den Abkühlvorgang. Mit Hilfe der erstellten Programme sollte die Auslegung von effizienteren Kühlsystemen erleichtert werden.

Ausgehend von den Arbeiten von Pearson und Petrie unternahm Wagner [Wag76] einen weiterreichenden Ansatz zur nicht-isothermen Materialmodellierung. Für die Abkühlbedingungen leitete er auf der Grundlage der Energiegleichung eine Formulierung zur Bestimmung der Folientemperatur her. Die rheologische Beschreibung der Polymerschmelze beruht auf der Theorie der gummiartigen Flüssigkeiten nach Lodge [Lod68]. Daraus erhält er eine Gleichung, die den Zusammenhang zwischen aktuellem Spannungszustand und der Deformations- und Abkühlhistorie beschreibt. Wagner vereinfacht die Zustandsgleichungen und berechnet Lösungen für ein rein elastisches neo-Hooke, ein Newton- sowie ein Maxwell-Fluid. Durch genaue Messungen der Prozessparameter konnte er Aussagen über die Gültigkeitsbereiche der drei untersuchten Modelle aufstellen. Während alle Modelle noch verhältnismäßig gut die Abkühlung beschreiben können, zeigt er, dass lediglich das Maxwell-Modell den Blaseninnendruck sowie die Abzugskraft repräsentiert.

Gupta [Gup80] stellte 1980 ein Modell für den temperaturabhängigen Verstreckprozess basierend auf dem Maxwell-Modell vor. Bei seinen Untersuchungen konnte er nachweisen, dass die Spannungen des isothermen Modells niedriger berechnet wurden, als die des temperaturabhängigen. Darüber hinaus untersuchte er die Einsetzbarkeit solcher Modelle in der industriellen Praxis. Hierzu konnte er jedoch keine gesicherte Aussage über die Leistungsfähigkeit der Modelle geben.

Gupta und Metzner [GMW82] betrachteten experimentell anhand von Polystyrol den nicht-isothermen Verstreckprozess. Sie dokumentierten für das verwendete Material die Folienkontur, die Geschwindigkeit, die Deformationsrate, die Spannungen sowie den Temperaturverlauf. Für die numerische Betrachtung griffen sie ebenfalls auf die Gleichungen von Pearson und Petrie zurück. Zur Beschreibung des nicht-isothermen, visokelastischen Verhaltens nutzten sie erweiterte Gleichungen von White-Metzner. Ihre Ergebnisse wurden in mehreren Arbeiten als Referenz herangezogen.

Fischer [Fis83] verwendete gemessene Temperatur- und Deformationsverläufe, um die Spannungen innerhalb der Folien zu berechnen. Des Weiteren verglich er diese mit Spannungen, die messtechnisch erfasst wurden. Das nichtlineare integrale Modell von Wagner setzte er dabei ein, um Spannungsverläufe in der Schlauchbildungszone zu berechnen. Er erweiterte hierzu das Modell um Erkenntnisse, die er aus Messungen zur Deformation der

Schmelze in der Düse erhielt. Seine Ergebnisse zeigen, dass die so ermittelten Spannungen deutlich unter denen der Experimente blieben.

Luo und Tanner [LT85, Tan86] bauten auf der Vorarbeit von Pearson und Petrie auf und erweiterten diese um ein isothermes und ein nicht-isothermes Maxwell-Modell sowie um ein Leonov-Modell. Es zeigte sich, dass das Leonov-Modell mit steigender Dehnströmung keine korrekte Kontur darstellen kann. Wegen der hohen numerischen Instabilität konnten Luo und Tanner keine Ergebnisse für kleine Aufblasverhältnisse (ABV) erzielen. Erst bei einem ABV größer eins zeigten sich gute Übereinstimmungen der Folienkontur mit dem temperaturabhängigen Maxwell-Modell. Zur Verifizierung nutzten sie die experimentell ermittelten Daten von Gupta [GMW82]. Auch bei ihnen finden die Parameter Abzugskraft und Innendruck Verwendung, um die Kontur anzupassen. Sie stellten fest, dass die Temperaturabhängigkeit der Viskosität den Haupteinfluss auf die korrekte Darstellung der Kontur ausübt. Robledo-Ortiz et al. [RRG06] haben 2006 Untersuchungen in Bezug auf die Modellparameter durchgeführt. Sie versuchten experimentell Prozessgrößen zu ermitteln, die in ein Simulationsmodell integriert werden können.

Cain und Denn [CD88] verwendeten zur Lösung ihres aufgestellten Gleichungssystems ebenfalls den Blaseninnendruck und die Abzugskraft als Variablen. Sie stellten dabei fest, dass für einen Problemfall mehrere Lösungskombinationen von Innendruck und Abzugskraft existieren können.

In den neunziger Jahren wurden vermehrt komplexere rheologische Modelle auf ihre Eignung zur Konturvorschau untersucht. Dabei wurde der Betrachtung des Kristallisationsverhaltens der teilkristallinen Polymere immer mehr Aufmerksamkeit geschenkt.

Kanai und White [Kan87, KW84, KW99] beschrieben als eine der Ersten einen Ansatz, der die Kristallbildung durch Modifikation der Viskosität mit einbezieht. Experimentell untersuchten Kwack und Han [KH83, KH88] die Kristallbildung von PE-LD innerhalb des Blasfolienprozesses.

Ein Zwei-Phasen-Modell entwickelte Cao und Campbell [CC90]. In ihrer Beschreibung des Prozesses teilten sie die Folie in eine Innenschicht und eine Außenschicht auf. Hierbei wurde die flüssige Phase innen mittels eines Maxwell-Modells, der Bereich der Außenschicht dagegen mit einem idealplastischen Modell beschrieben [AC92]. Eine definierte Streckgrenze wurde eingeführt, die den Übergang des viskoelastischen mit dem plastischen Modell kennzeichnete. Hierdurch gelang es ihnen, den inneren Deformationswiderstand der Folie besser zu repräsentieren.

Hervorzuheben ist die Dissertation von Tas 1994 [Tas94], da sie eine bedeutende Arbeit in Bezug auf den Vergleich rheologischer Modelle darstellt. Er verglich das Phan-Thien Tanner-, das Wagner-, das Giesekus- und Leonov-Modell. Als Referenz verwendete er die einfache Spannungsberechnung nach Pearson und Petrie. Dabei stellte sich heraus, dass

das Phan-Thien Tanner-Modell und das Giesikus-Modell die besten Übereinstimmungen ergaben.

Ein kritischer Punkt bei der quasistationären Simulation des Folienbildungsprozesses ist die numerische Instabilität der Modelle [KC99, Kol08]. Diese ist unabhängig von der Lösungsmethodik, ob die Berechnung am Düsenaustritt beginnt oder ob die Lösung des Problems von der Frostlinienhöhe aus „rückwärts“ herbeigeführt wird. Entscheidend bei beiden Methoden sind die Initialbedingungen. Bei einer Berechnung ausgehend vom Düsenaustritt müssen insbesondere die bereits in der Polymerschmelze initialisierten Eigenschaften und der Austrittswinkel bekannt sein [ADA97]. Hierdurch wird das erreichbare Ergebnis hochgradig abhängig von den Anfangswerten. Beginnt hingegen die Berechnung an einer geschätzten Frostlinienhöhe, ist es schwer, eine Konvergenz bis zum Düsenaustritt sicherzustellen. Des Weiteren ist die Vorhersage der exakten Frostlinienhöhe nie genau möglich. Aus diesem Grund haben Cain und Den [CD88] ein anderes Lösungsverfahren die Newman's band matrix technic gewählt, um dieser Problematik zu begegnen. Sie untersuchten die Deformations- und Temperaturprofile für ein Newton-, ein Maxwell- und Marrucci-Fluid. Ihre Resultate zeigen jedoch wiederum, dass mehrere Lösungen zu einem einzelnen quasi-stationären Problemfall existieren.

Aufgrund der einfachen Handhabbarkeit wird in vielen Arbeiten das Pearson und Petrie-Modell als Basis für die Konturberechnung gewählt. Dies Modell besitzt laut vielen Publikationen jedoch auch einige Eigenheiten, die sich negativ auswirken. Zu nennen ist hier, dass sich mit Verringerung des Blaseninnendrucks das Aufblasverhältnis vergrößert. Dieses Verhalten dokumentierten Wagner, Kanai und White [KW84] für die Kombination von hohen ABVs und hohen AZVs. Weitere Autoren dokumentieren dieses entgegengesetzte Verhalten bei niedrigen ABVs [HP75c, LBS95b, PB03, Wag76]. Muslet und Kamal [MK04] machen für dieses spezielle Verhalten die Membrantheorie verantwortlich. Größtenteils kann die Ursache für dieses Phänomen jedoch nicht genau erklärt werden. Des Weiteren wurde in einigen Arbeiten festgestellt, dass mit Erhöhung der Schmelztemperatur und somit mit Verringerung der Nullviskosität ein geringeres Aufweiten der Blase zu verzeichnen ist.

Aus diesem Grund führen Liu et al. [LBS95a] im ersten Teil ihrer Untersuchungen detailliert Versuche mit unterschiedlichen Polyethylen-Typen durch und dokumentieren relevante prozessbeeinflussende Daten. In der zweiten Veröffentlichung [LBS95b] stellen sie auf Basis der Experimente ein quasizylindrisches Modell für die Abbildung der Kontur vor. Dieses Modell wurde mit einem einfachen Newtonschen Modell nach Pearson und Petrie verglichen und das unterschiedliche Vorhersageverhalten aufgezeigt. Auch sie beschreiben für ihr zylindrisches Modell ab einem Aufblasverhältnis von zwei bis drei ein umgekehrtes Innendruck- zu Aufblasverhalten. Das widersprüchliche Verhalten bei Druckvariation vermögen sie nicht zu erklären. Trotzdem erreichen sie mit beiden Modellen, dass die Folienkonturen abgebildet werden können.

Schmitz [Schm96, Schm94] stellte ein Simulationsprogramm vor, mit welchem die Schlauchkontur sowie die Foliengeschwindigkeiten in der Schlaubildungszone berechnet werden können. Zur Bestimmung setzte er die rheologische Zustandsgleichung des KBKZ-Modells [BKZ64, Kay64] an und nutzte die Kräftebilanz in der Schlauchbildungszone an einzelnen Folienringelementen. Er verifizierte sein Modell mit Hilfe von umfangreichen Messungen an verschiedenen PE-Typen. Hauk [Hau99] führte diese Arbeit konsequent fort. Auch er benutzte das KBKZ-Modell, erweiterte das Simulationsprogramm aber noch um eine verbesserte Dämpfungsfunktion sowie um ein vereinfachtes Modell der Kristallisationsvorgänge. Hierdurch konnte er eine deutliche Verbesserung bei der Übereinstimmung mit den gemessenen Werten erzielen. Des Weiteren bezogen beide die Scherdeformation der Schmelze im Werkzeug und somit die Schwellung am Werkzeugaustritt mit ein, ähnlich wie es Alaie und Papanastasiou [AP93] taten.

Die Beschreibung mit Anfang des 21ten Jahrhunderts ist geprägt durch die integralen rheologischen Modelle einhergehend mit einer stetigen Zunahme der Komplexität der Materialbeschreibung. Hierbei ist die Basis jeder Konturbeschreibung jedoch immer noch die grundlegende Formulierung nach der Membrantheorie, die Pearson und Petrie 1970 vorgestellt haben. Im Folgenden sind einige wichtige Veröffentlichungen dargestellt:

Pontaza und Reddy [PR00] setzten das Modell von Cao und Campell [CC90] um. Sie erzielten durch Einsatz des Runge-Kutta-Verfahrens stabile und realistische Ergebnisse. [DM01a, DM01b, HM07, Maj08, PB03, PB04] untersuchten wie schon Liu et al. [LBS95b] ein quasizylindrisches Modell. Hierbei wurde die Folienkontur in einzelne Ringelemente unterteilt und gleichzeitig die Krümmung der Folienkontur in Axialrichtung vernachlässigt. Darüber hinaus bezogen sie den Effekt der Kristallisation mit ein. Die Ergebnisse dieses Modells zeigten keine signifikanten Unterschiede zum klassischen Pearson und Petrie Modell.

Durch den Einsatz des auf dem makromolekularen Aufbau basierenden Pom-Pom-Modells, vorgestellt von McLeish und Larson [ML98], erhoffte man sich eine noch exaktere Darstellung der Materialeigenschaften, insbesondere im Hinblick auf das Dehnungsverhalten bei gleichzeitiger Abnahme der Viskosität durch Scherung.

Verbeeten [Ver01, VPB01] entwickelte das Pom-Pom-Modell weiter und kann gegenüber dem Giesekus und dem Phan-Thien Tanner-Modell noch einmal eine Verbesserung hinsichtlich der realeren Stoffeigenschaften erzielen. Zur Simulation des Schlauchbildungsprozesses setzten erstmals Sharif und Sarafrazi 2008 [SS08] das extendet-Pom-Pom-Modell ein, wiederum in Kombination mit dem Modell von Pearson und Petrie. Die Berechnung des Temperaturverlaufs der Folien erfolgt anhand des Wärmeübergangskoeffizienten. Hierbei zeigte sich, dass durch die Nutzung eines leistungsstärkeren rheologischen Modells die Darstellung einer Blasfolienkontur verbessert werden kann. Die Temperaturabhängigkeit der rheologischen Modelle stellt dabei aber immer noch klar das ausschlaggebende Kriterium dar.

Ein temperaturabhängiges, viskoelastisches Kelvin-Modell und die Grundgleichungen von Pearson und Petrie benutzten Muke et al. [MCS03] um die Folienkontur abzubilden. Sie verglichen das Kelvin-Modell mit einem temperaturabhängigen Newton-Modell sowie mit experimentellen Daten. Dabei wiesen die Ergebnisse mit diesem verhältnismäßig einfachen Modell gute Übereinstimmungen mit den gemessenen Konturen auf. Auch sie erwähnten den großen Einfluss der Temperatur auf die Rechnung.

Zatoukal und Vlecek [ZV04] setzten 2004 das Variationsprinzip ein, um ein Modell zur Konturvorhersage zu entwickeln. Ihr Ziel war es, vor allem die numerische Instabilität des Pearson und Petrie-Modells sowie die Probleme des offensichtlich inversen Druckverhaltens zu umgehen.

2004 stellten Muslet und Kamal [MK04] ihr Modell zur Berechnung der Folienkontur vor. Auch sie stützten sich auf die von Pearson und Petrie entwickelte Grundgleichung. Als rheologischen Ansatz nutzten sie die Gleichungen von Phan-Thien und Tanner für den flüssigen Bereich der Schmelze. Für den festen Bereich wurde das Neo-Hookesche Stoffgesetz verwendet. Muslet und Kamal berücksichtigten zudem den Effekt der Kristallisation. Ein ähnliches Zwei-Phasen-Modell entwarf Mayavaram [Maj08, May05, MR02]. Er verknüpfte ein Phan-Thien Tanner-Modell für den flüssigen amorphen Teil der Schmelze mit einem Kelvin-Voight-Modell für den teilkristallinen Bereich. Dabei erfolgt die Gewichtung der einzelnen Modelle über den Grad der Kristallisation.

Khan, Shepherd und Bhattacharya [KSB05] untersuchten mit Hilfe eines Kelvin-Modells den Einfluss der Prozessparameter auf den Verstreckprozess. Auch sie benutzten das Runge-Kutta-Verfahren in dem Programm Matlab, um die Differenzialgleichungen für Folienkonturen zu lösen. Ihrer Meinung nach sind aber nur durch starke Vereinfachungen beim Wärmeübergang Lösungen mit diesem Prozessmodell zu erzielen. Daraufhin stellten Shepherd, Bennet und Ervin weitere Modelle auf [Ben08, ES05, SB05, SB06, SKB05], um praktikabler und hinreichend genau an die Folienkontur zu gelangen. Hierfür nutzten sie der Handhabbarkeit halber ein nicht-isotherm-Newton Fluid sowie ein Maxwell-Modell. Hiermit gelingt ihnen die Abbildung einzelner Prozesszustände.

Um bei einem Zwei-Phasen-Modell die flüssige Phase zu repräsentieren, untersuchten Heinrichs und McHugh [HM07] verschiedene Viskositätsansätze. 2007 stellten sie ihren Berechnungsansatz basierend auf einem erweiterten Giesekus-Modell vor. Auch sie heben hervor, dass für ein effektives Berechnungsmodell die Stabilität eins der wichtigsten Kriterien ist.

Beaulne und Mitsoulis [BM07] verifizierten die Abbildungsqualität unterschiedlicher Modelle und verglichen die Ergebnisse mit denen von Tas an PE-LD experimentell ermittelten sowie den theoretischen Werten von Sidiropoulos [STV96, STV97]. In ihren Untersuchungen mussten sie jedoch feststellen, dass sie zu keiner befriedigenden Übereinstimmung mit den experimentellen Werten kommen. Ihnen erscheint es möglich, dass für diese Abweichungen die fehlende Beschreibung des kinematischen Einflusses des turbulenten Luftstrahls verantwortlich ist.

Neuste Veröffentlichungen sind am Royal Melbourne Institute of Technology in Australien erschienen. In seiner Dissertation [Maj08] untersucht Majumder experimentell die Schlauchbildungszone mit Hilfe eines Prozessmodells, welches auf einem erweiterten Phan-Thien Tanner-Modell beruht. Bennett [Ben08] betrachtet ebenfalls mehrere Modelle auf ihre Fähigkeit hin den Folienverstreckprozess zu beschreiben. Eine gute Abbildungsfähigkeit ist seinen Ergebnissen nach durch das Maxwell-Modell gegeben.

In der Literatur sind noch eine Vielzahl an Veröffentlichungen über die Berechnung der Folienkontur und deren Eigenschaften zu finden, siehe auch [Bu06, BMD07, ES05, FAL07, HKL04, KMN02, Kur95, LGC97, May05, RRG06, SWV01]. Sie beruhen jedoch fast ausschließlich auf den Grundlagen von Pearson und Petrie, aus diesem Grund sind in diesem Kapitel nur einige bedeutende aufgeführt.

Um ein handhabbareres ergebnisorientiertes Verfahren zu erhalten, mit dem es möglich sein soll, den Schlauchfolienkühlprozess zu verbessern, schlagen Vlachopoulos und Sidiropoulos 2008 [VS08] eine gänzlich neue Herangehensweise vor. Anstelle von stark ins Detail gehenden mathematischen Modellen bezüglich Materialabbildung und Umgebungsparametern schlagen sie vor, über einen vereinfachten Ansatz eine Blasenkontur vorherzubestimmen. Dies soll eine Abschätzung der Folienreaktion bei Parametervariationen ermöglichen. Der Ansatz ist ähnlich dem von Kuijk et al. [KTN98, KTN99] mit dem Unterschied, dass keine polynomiale Anpassung benutzt sondern eine Folienkontur nach der Gleichung 4-3 unterstellt wird.

$$R = \frac{B}{(1 + A \cdot Z)^n} \quad \text{Gl. 4-3}$$

Wobei R den Radius, Z die Höhenkoordinate, B die maximale Aufweitung der Blase sowie A und n die justierbaren Konstanten darstellen. Diese Funktion soll es erlauben, mit minimalem Aufwand durch Variation von nur zwei Variablen einen Satz von Folienkonturen zu generieren. So soll es gelingen, die Foliendicke, die lokale Folienelementgeschwindigkeit und letztendlich über die Dehnungen die Spannungen zu berechnen, die ihrerseits die Folieneigenschaften bestimmen.

4.5.2 Modellierung der Kühlluftströmung

Mit dem Ziel die numerische Abbildung der Folienkontur immer exakter zu gestalten, ist die Notwendigkeit der realistischen Beschreibung der Kühlluftströmung und des damit verbundenen Wärmübergangs immer wichtiger geworden [LT85, PR00, SV01, ZL07]. Losgelöst von dem Aufbau des Kühlsystems, Einfachlippen- oder Doppellippesystem kann der Kühlluftvolumenstrom als ein abgesetzter Wandstrahl angesehen werden [Ple79, PR05, Schm96]. Über Wandhaftung und Interaktion mit der ruhenden Umgebungsluft verbreitert sich der Strahl stark auf seinem Weg entlang der Blase. Gleichzeitig verringert sich deut-

lich die Luftgeschwindigkeit und die Turbulenzen nehmen durch das Mitreißen der Umgebungsluft stark zu. Es ist bekannt, dass sich innerhalb des turbulenten Wandstrahls makroskopische Wirbel bilden, die zusammenhängende Strukturen entwickeln können. Diese besitzen ihrerseits die nötige Energie, um auf die Folienoberfläche zu durchzudringen und lokal den Wärmeübergang zu beeinflussen.

Eine Vielzahl an Untersuchungen beschäftigt sich mit den Abkühlbedingungen an der Folienkontur, diese wird jedoch immer als feste strömungsbegrenzende Wand angesehen. Zu nennen seien hier die Arbeiten von [GS97, GVS99, HS91, Hsi94, SV05, VS05a].

Die Entwicklung der theoretischen Betrachtung der Abkühlbedingungen begann ebenfalls Anfang der 70iger Jahre und befasst sich vor allem mit der abzuführenden Energiemenge. Begonnen wurde mit einer theoretischen Abschätzung der Wärmeaustauschvorgänge basierend auf der lokalen Luftgeschwindigkeit. Hierzu sind Modelle aufgestellt worden, die den Wärmeaustausch anhand von empirischen Gesetzmäßigkeiten auf Grundlage der Wärmeübertragungsmechanismen berechneten [Ast74, Ast76, KMN02, Pre72, Zep71].

Gestützt durch Untersuchungen an einem beheizten Konturmodell der Folienblase konnte Cao und Campell [CC89] für diesen speziellen Fall die Wärmeabfuhr und Druckverläufe bestimmen. Darüber hinaus konnten sie basierend auf den Ergebnissen ein Kalkulationsmodell entwickeln, welches es erlaubt, die mechanischen Belastungen auf dieses Konturmodell vorherzusagen [COC92]. Sie identifizierten den Impulsaustausch zwischen Kühlluftströmung und Folie als wichtigen Faktor bei der Beschreibung des Prozesses. Aufgrund der fehlenden Folienreaktion ist die Übertragbarkeit dieser Ergebnisse jedoch unzureichend.

Feron [Fer99] gelang es durch aufwendige Messverfahren nachzuweisen, dass die Rohstoffeigenschaften in Abhängigkeit von der Kühlringgeometrie maßgeblichen Einfluss auf das Folienflattern haben. Als Ursache konnte er die Wirbelstrukturen in der Kühlluftströmung identifizieren und dies in Versuchen, bei denen strömungsführende Maßnahmen verwendet wurden, bestätigen.

Das Thema der Blaseninstabilität und das somit verbundene Blasenflattern ist in den letzten Jahren Inhalt verschiedener Publikationen gewesen. Zu nennen seien hier die Arbeiten aus Akron Kanada von Sidiropoulos und Vlachopoulos [SV97, SV98, SWV99] sowie von Zhang und Lafleur Montreal Kanada [ZL05, ZL06, ZL07, ZL08, ZLB06], welche sich eingehend mit den Vorgängen beschäftigt haben. Mit den Instabilitäten in der Schlauchbildungszone befassten sich darüber hinaus folgende aufgeführte Autoren [CD88, Kan87, SC93, SCF92, YP00]. Konsens dieser Untersuchungen ist, dass unkontrollierbare Wirbelbildungen in der Schlauchbildungszone vermieden werden müssen.

In den oben aufgeführten numerischen Prozessmodellen wird einvernehmlich der Effekt des variierenden Druckprofils auf der Außenseite der Blase vernachlässigt. Dies beruht vor allem darauf, dass keine geeignete Messtechnik zur Verfügung steht, um diesen Druck im Millibarbereich zu erfassen und exakt der Ortskoordinate zuzuordnen. Akaike et al. [ATN99] benutzten als Erste aus einer CFD-Analyse berechnete Temperatur- und Druck-

profile, um eine Kontur darzustellen. Hierfür verwendeten sie das klassische Pearson und Petrie Modell mit einer Erweiterung der nicht-isothermen Polymereigenschaften nach Han und Park [HP75a].

Peters und Ruppelt [PR06, PRJ07] untersuchten aus der Sicht der Fluidodynamik die Kühlluftströmung, um eine Optimierung der Strömungsbedingungen zu erreichen. Durch particle image velocimetry (PIV) Messungen konnten sie die Entstehung der Wirbelstrukturen visualisieren. Es gelang ihnen so, eine Ursache für das Blasenflattern und unregelmäßige Wärmeübertragungsvorgänge sichtbar zu machen. Des Weiteren ermittelten sie Möglichkeiten, um die Interaktion mit der Umgebungsluft zu beeinflussen und somit das Einsaugen der Umgebungsluft den sogenannten Entrainment-Effekt hinauszuzögern bzw. zu verringern. Ihnen gelang es, durch Druckmessungen an einem Konturmodell, das deutlich variierende Druckprofil über die Folienhöhe zu detektieren. Auch diese Messungen lassen keinen Rückschluss auf die real auftretenden Druckgradienten zu, da ein festes Konturmodell Verwendung fand.

4.5.3 CFD-Analyse im Entwicklungsprozess von Kühlsystemen

Institute sowie auch Anlagenhersteller haben erkannt, dass der nächste Schritt bei der Auslegung von effizienten Kühlluftführungssystemen nur über eine modellhafte Abbildung der Schlauchbildungszone führen kann. Dabei ist es unumgänglich, die aerodynamischen und thermodynamischen Phänomene vollständig zu verstehen. Um einen besseren Einblick in diese Region zu bekommen, erscheint die CFD-Analyse als eine naheliegende und umfangreiche Informationsquelle. Aus diesem Grund werden in zunehmendem Maße die Weiter- bzw. Neuentwicklungen von Blasfolienanlagen durch Simulationsprogramme unterstützt. Durch den Einsatz solcher Programme wird versucht, den Blasfolienprozess theoretisch zu beschreiben und die Einwirkung von Kühlluftführungsgeometrien besser vorherbestimmen zu können. Der Vorteil derartiger Programme liegt darin, dass Einflüsse variabler Prozess- oder Geometrieparameter zeitnah abgeschätzt werden können, ohne teure und zeitaufwendige experimentelle Untersuchungen durchzuführen, wie sie z. B. Gao und Ewing zeigen [GE05].

Der für die Folienkühlung interessante Bereich, in dem alle Folieneigenschaften festgelegt werden, liegt zwischen Werkzeugaustritt und Frostlinie. Aus diesem Grund findet in den meisten CFD-Analysen nur dieser Bereich Verwendung. Zudem wird das reale dreidimensionale Strömungsproblem auf ein ebenes zweidimensionales Problem reduziert. Diese legitime Vereinfachung ist bereits 1995 von Wolf [WFW95, Wol95, WW96, WWF96, WWF97a, WWF97b] umgesetzt worden. Das durch ihn erstmals vorgestellte Modell basiert auf einem Kontrollraum für die Wärmeübertragungsvorgänge und einer Kanalströmung, welche den Folienschlauch abbildet. Durch die Abbildung der Folie in Form einer Blockströmung in einem fest umrandeten Kanal gelang es, die Wärmeübertragungsvorgänge gekoppelt mit den Strömungsvorgängen in der Schlauchbildungszone zu berechnen. Aufgrund der fehlenden Berechnung von Druckfeldern sowie der schwierig zu repräsentieren-

den Folienkonturreaktion wurde die Geometrie der Folienblase als feststehend angenommen. Ziel der Arbeit war es, mit Hilfe der CFD-Analyse vornehmlich durch Variation von Geometrie- und Prozessparametern möglichst effiziente Stellglieder zu identifizieren, die es ermöglichen, eine Leistungs- und Qualitätsverbesserung der Blasfolie zu erarbeiten. Darüber hinaus bemerkte Wolf schon damals, dass der durch die Berechnung greifbare, realitätsnahe Druckverlauf auf der Folienoberfläche eine wichtige Größe darstellen kann, um die Folienkonturverformung zu bestimmen.

Vlachopoulos et al. an der RMIT-University in Kanada beschäftigten sich seit Anfang der 80iger Jahre mit der Rolle der Simulation von Polymerschmelzen bei der Verarbeitung sowie deren Abkühlprozesse. Ab Mitte der neunziger Jahre begannen sie, sich ebenfalls mit dem Einsatz der CFD-Simulation im Blasfolienprozess auseinander zu setzen. Beginnend mit der rein mathematischen Betrachtung der Ausbildung der Folienkontur rückte der Einfluss der Kühlgeometrien immer mehr in den Vordergrund [SV97, SV98, SV00b, SV00c, SV01, SWV99]. Die wesentlichen Untersuchungen führten sie durch, um nicht nur die Abkühlvorgänge genauer betrachten, sondern vielmehr den Einfluss auf die Stabilität und die Ausbildung der Kühlluftströmung analysieren zu können. Mit Hilfe der numerischen Wärmeübergangsberechnung konnte ein deutlicher Einfluss der Kühlluftführungsgeometrie nachgewiesen werden. So gelang es ihnen, den Einfluss des Coanda- sowie des Venturi-Effekts auf die Abkühlbedingungen nachzuweisen [SV00a, SV02, SV03, VS05a, VS05b]. Da jedoch keine Blasenreaktion mitbetrachtet werden konnte, erschien der Einfluss des Coanda-Effekts kombiniert mit einem stehenden Wirbel als hilfreich bei der Wärmeabfuhr. Obwohl sie den deutlichen Einfluss der Kühlluft erkannt haben, ist von ihnen im Weiteren nicht der aufwendige Weg beschritten worden, die Reaktion der flexiblen Folie miteinzubeziehen. Vielmehr schlägt Vlachopoulos [VS08] eine Vereinfachung der Konturabbildung vor, um die komplexe Folienkonturberechnung endlich industriell handhabbar und nutzbar machen zu können.

Als weiteres Beispiel sei hier die Arbeit von Zhang und Lafleur aufgeführt [ZL07], die den Einfluss der Kühlluft hinsichtlich Prozessstabilität, des Wärmeübergangs sowie unterschiedlicher Folienausbildungen untersucht haben. Mit Hilfe der CFD-Analysesoftware Fluent betrachteten sie die Ausbildung der Kühlluftströmung in einem Einfach- und einem Doppellippenkühlring. Für die wandnahe Unterschicht verwendeten sie den Ansatz des near-wall treatment mit einem extrem verfeinerten Netz im Bereich der Folienoberfläche [ZL08]. Ihre Untersuchungen demonstrieren die Möglichkeiten, die die CFD-Analyse bietet. Sie identifizierten deutlich den Einfluss des Druckprofils auf die Folieninstabilitäten sowie die Ausbildung der Blasenform hervorgerufen durch Unterdrücke innerhalb der Kühlluftführung [ZL05, ZLB06, ZL06]. Dies konnten sie jedoch nicht mit in die Ausformung der Folienkontur einbeziehen, da die Rückkopplung zwischen der Folie und den auftretenden kinematischen und thermodynamischen Randbedingungen fehlte.

Akaike [ATN99] machte bereits 1999 den nächsten logischen Schritt und versuchte die Folienreaktion in Bezug auf die Strömungsbedingungen miteinzubeziehen. Er benutzte hierzu die numerische Simulation, um die Randbedingungen für die mathematische Be-

rechnung der Foliengeometrie zu erhalten. Ziel war es, unter gegebenen Prozessbedingungen die Blasenstabilität sowie die Folieneigenschaften vorherzusagen. Es gelang ihm jedoch nicht, eine zufriedenstellende Folienkontur unter den errechneten Wärmeübergangsparametern zu bestimmen. Darüber hinaus wurde lediglich eine Folienkontur nachgebildet und nicht eine Folienkonturvorhersage angestrebt, wie es theoretisch unter der gegebenen Strömungssituation möglich gewesen wäre.

4.5.4 Schlussfolgerung zum Stand der Modellbildung

Der vorangegangene Abschnitt gibt eine Übersicht über die Publikationen aus dem Bereich der numerischen Beschreibung des Blasfolienprozesses. Die enorme Vielzahl an Publikationen verdeutlichen aber auch die Schwierigkeiten die bestehen, diesen Prozess realitätsgetreu abzubilden. Es ist unlängst verstanden worden, dass die Interaktion der gleichzeitig ablaufenden Strömungs- und Wärmeübertragungsvorgänge nicht einzeln betrachtet werden kann.

Aus diesem Grund wird in der vorliegenden Arbeit ein integratives Modell erstellt, welches es ermöglichen soll, die ablaufenden Vorgänge in ihrer Kombination und Abhängigkeit voneinander darzustellen. Dies geschieht vor dem Hintergrund, die Kühlung zu intensivieren und insbesondere die Kühlsysteme zu optimieren. Bewusst wird auf eine Vorherbestimmung von Eigenschaften des Endprodukts oder auftretenden Blaseninstabilitäten verzichtet.

5 Ein kalibriertes integratives Simulationsmodell für den Blasfolienprozess

Die bisherige Vorgehensweise aller Publikationen basiert auf der möglichst realitätsgetreuen Abbildung jeglicher prozessbeeinflussender Parameter. Hierzu sind diverse Anstrengungen zur messtechnischen Erfassung von vorherrschenden Drücken, Abzugskräften sowie der vollständig korrekten Abbildung der Materialeigenschaften in der Schlauchbildungszone vorgenommen worden (vgl. Kapitel 4.5.1). Alle ermittelten Daten werden als Randbedingungen und Prozessgrößen direkt in das jeweilige Prozessmodell eingeführt. Hierdurch soll es ermöglicht werden, eine der Realität entsprechende Folienkontur zu berechnen. Jedoch gestaltet sich schon die Messung der richtungsabhängigen, rheologischen Materialeigenschaften für den hier zu beschreibenden biaxialen Dehnprozess schwierig bis unmöglich. Bisher existieren keine Messverfahren, welche es erlauben, biaxial, dehnungsrichtungs- sowie dehnungsgeschwindigkeitsabhängig rheologische Daten aufzuzeichnen. Zudem müssen diese Messungen temperaturabhängig erfolgen.

Ein weiterer kritisch zu betrachtender Punkt ist, dass der Zustand, in welchem die Polymerschmelze das Extrusionswerkzeug verlässt, nicht bekannt ist. Es tritt aus dem Werkzeug mit bereits vorinduzierten Spannungen aus, welche maßgeblich den sich anschließenden Verstreckprozess beeinflussen. Eine numerische Repräsentation der Scherdeformationsgeschichte, die das Material bereits in dem Formgebungsprozess erfahren hat, würde jedoch eine zusätzliche Erweiterung des Prozessmodells unter Einbeziehung des Werkzeugs bedeuten. Darüber hinaus wären weitere Messungen bezüglich des Polymerverhaltens unter Scherung nötig.

Die Kristallisationsvorgänge in der Schlauchbildungszone finden ihrerseits erst in dem letzten Bereich vor der Frostlinie statt. Sie beeinflussen jedoch auch die Materialeigenschaften, die während der Folienentstehung am Dehnprozess beteiligt sind. Eine Beschreibung der Kristallisationsvorgänge macht eine Unterteilung der Schlauchbildungszone in mehrere Phasen respektive mehrere Schichten nötig. Alle diese zusätzlichen Beschreibungen zur genaueren Abbildung der Realität erhöhen den Aufwand der Prozessmodellierung. Dies steht im direkten Widerspruch zu der geforderten praktischen Einsetzbarkeit.

In dieser Arbeit wird daher eine neue Herangehensweise gewählt, um den Schlauchbildungsprozess abbilden zu können. Ein wesentlicher Fokus liegt auf der Erstellung eines universell einsetzbaren Simulationsmodells, um die Grundlage einer industriellen Anwendung zu schaffen. Dies soll durch eine Kalibrierung des Modells an realen Prozesszuständen realisiert werden. Als Kalibrierparameter sind die nicht direkt zugänglichen rheologischen Materialkenngrößen wie Viskosität und Relaxationszeit des Polymers gewählt worden. Selbst wenn ein Messsystem zu Bestimmung der dehnerrheologischen Polymereigenschaften bestehen würde, müsste dennoch die Charakterisierung der Materialeigenschaften betriebszustandsspezifisch erfolgen. Dies ist begründet in der Orientierung der Polymerketten, die sich durch die biaxiale Verstreckung der Schlauchfolie für

jeden Prozesszustand unterschiedlich einstellt. Auch diesem Verhalten muss bei der Modellierung des Prozesses Rechnung getragen werden. Somit ist die hier vorgestellte Kalibrierung der Materialparameter anhand experimentell aufgezeichneter Folienkonturverläufe die einzige Möglichkeit, repräsentative Daten für einen Schlauchfolienprozess zu generieren.

5.1 Struktur des gekoppelten Prozessmodells

Das aufzustellende Prozessmodell soll es ermöglichen, eine Vorhersage über sich frei einstellende Folienkonturen zu treffen. Ausgehend von einem vollständig bekannten Startzustand, der durch eine experimentell ermittelte Kontur bei einem gemessenen Kühlluftvolumenstrom charakterisiert ist, soll iterativ ein Endzustand berechnet werden. Dieser neue Endzustand der Folienkontur kann durch eine Störung des Gleichgewichtszustands der Ausgangssituation hervorgerufen werden. Eine mögliche Störquelle kann eine Variation der Prozess- oder Materialparameter darstellen, aber auch geometrische Änderungen des Kühlluftführungssystems können zur Aufhebung des Gleichgewichts führen. Iterativ wird in dem Berechnungsalgorithmus der neue Gleichgewichtszustand, respektive die sich neu einstellende Folienkontur berechnet. Abbildung 5-1 stellt schematisch die angestrebte Vorgehensweise dar.

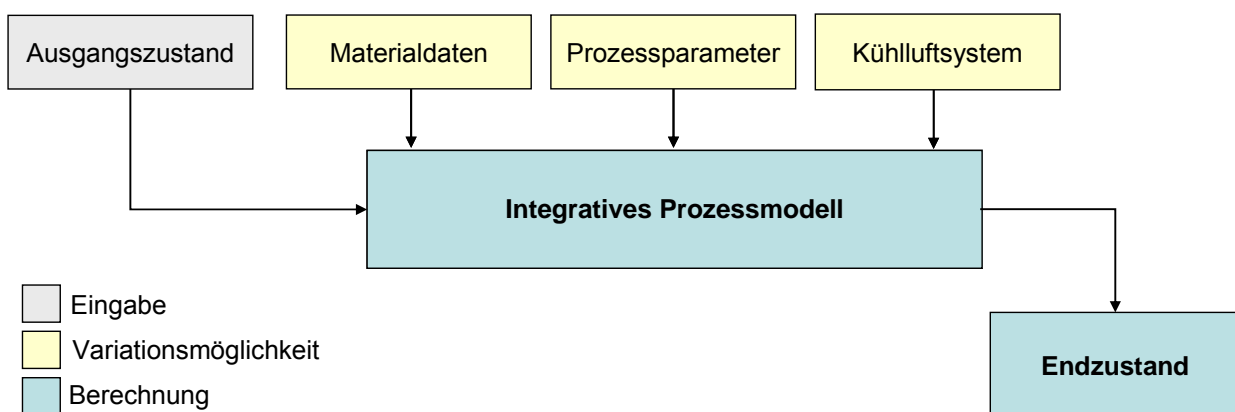


Abbildung 5-1 Schematische Darstellung der Konturberechnung

Das integrative Modell zur Berechnung der Folienkontur setzt sich aus zwei primären Berechnungsmodulen zusammen. Der Aufbau ist in Abbildung 5-2 dargestellt. Grundsätzlich für eine Abbildung der instationären Schlauchbildungszone ist die realitätsgetreue Beschreibung der Folienkontur durch ein mathematisches Berechnungsmodell. In ihm werden alle Einflüsse der mechanischen sowie die der materialspezifischen Randbedingungen auf die Konturausbildung eingebunden. Tatsache ist, dass der gesamte Polymerverstreckprozess durch die Temperatur dominiert wird. Um eine bestmögliche Beschreibung der thermodynamischen sowie der fluiddynamischen Vorgänge zu erzielen, erfolgt die Bestimmung des Wärmeübergangs mit Hilfe der CFD-Analyse. In dieser Arbeit stellte das kommerzielle CFD-Programm FLUENT somit das zweite wichtige Berechnungsmodul dar.

Zur Vorhersage eines völlig neuen bzw. unbekannten Prozesszustands müssen die beiden Module in Abhängigkeit voneinander einen Endzustand berechnen. Hierzu interagieren die beiden Berechnungsmodule, die CFD-Berechnung und die Konturberechnung in einer übergeordneten Iterationsschleife miteinander, siehe Abbildung 5-2.

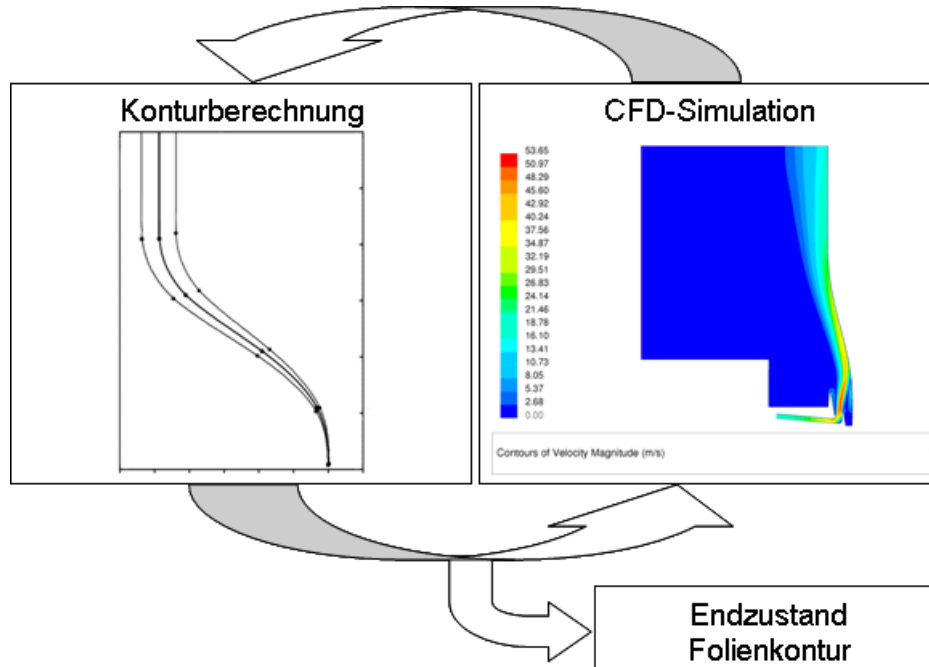


Abbildung 5-2 Darstellung des Modellaufbaus basierend auf zwei Berechnungsmodulen

Die jeweiligen Ergebnisdatensätze fungieren ihrerseits für das andere Berechnungsmodul als Eingangswerte. Diese Kopplung bildete die äußere Iterationsschleife und ist in Abbildung 5-3 als „Iterationsschleife 1“ benannt.

Die Strömungssimulation erhält aus dem Konturberechnungsmodell die aktuelle Folienkontur und stellt dort eine feste Berechnungsgrenze dar. Basierend auf dieser Strömungsdomain wird eine CFD-Analyse durchgeführt. Als Ergebnisse werden das Temperatur- sowie das Druckprofil des Zustands an die Konturberechnung übergeben, woraus eine aktualisierte Kontur folgt. Um sich schrittweise dem Endzustand anzunähern, wird dieser Prozess mit jeder neu berechneten Kontur wiederholt. Bedingung hierfür ist, dass nach jedem einzelnen Konturberechnungsschritt eine neue CFD-Analyse basierend auf der aktuell vorliegenden Folienkontur durchgeführt wird.

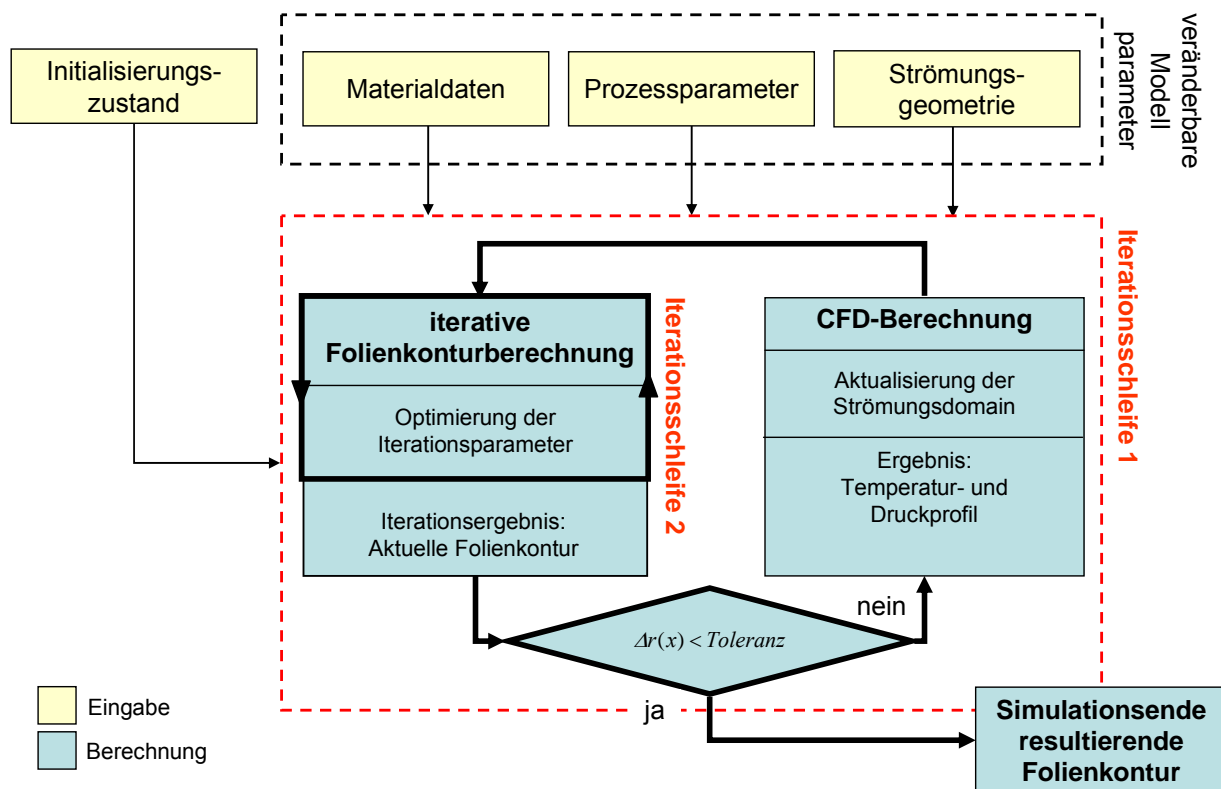


Abbildung 5-3 Blockschaltbild des iterativen Prozessmodells

Das Folienkonturberechnungsmodell bedarf seinerseits einer eigenen inneren Iterationsschleife („Iterationsschleife 2“). Ziel dieser ist es, die bestmögliche Abbildung der Kontur auf Basis der gegebenen Randbedingungen zu finden. Hierzu werden im Vorhinein Iterationsparameter definiert, die während dieser Optimierung variiert werden dürfen. Anhand einer sogenannten Gütefunktion erfolgt die Bewertung der Folienkontur, wodurch sichergestellt wird, dass das Optimum der Abbildungsqualität für diesen Konturverlauf gefunden wird.

Dieser zweistufige bzw. geschachtelte Iterationsalgorithmus wird solange durchlaufen, bis sich eine quasistationäre Endkontur einstellt. Charakterisiert ist diese Endkontur durch ein vordefiniertes Konvergenzkriterium, der Abweichung zwischen der aktuell berechneten Kontur zu dem vorausgegangenen Konturverlauf. Errechnet wird die Abweichung mit Hilfe des Fehlerquadrats. In Abbildung 5-3 sind die Schritte des gesamten Iterationsalgorithmus aufgeführt.

Basierend auf der Struktur des gekoppelten Berechnungsmodells orientiert sich die Modellentwicklung an diesem Zwei-Modul-System. Die Umsetzung ist wie im folgenden Schaubild (Abbildung 5-4) dargestellt gegliedert. Sie teilt sich auf die beiden Modelle der Folienkonturbestimmung und der Bestimmung der Strömungs- und Wärmeübertragungsvorgänge auf.

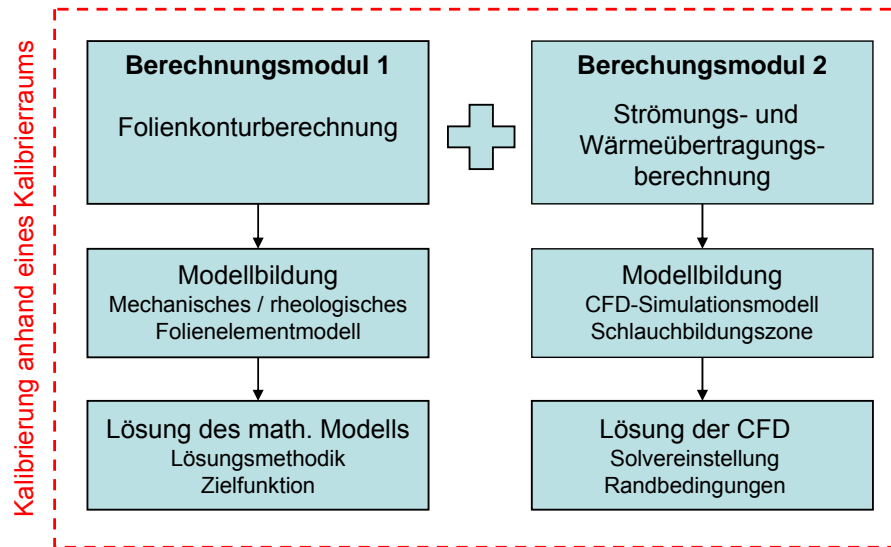


Abbildung 5-4 Darstellung Modellentwicklung auf Grundlage der zwei Berechnungsmodule

Nach Umsetzung des Prozessmodells werden folgende wesentliche Modellbildungsschritte durchgeführt:

- Anhand experimentell ermittelter Prozesszustände wird eine **Verifizierung** des Prozessmodells vorgenommen, um grundlegend das Abbildungsvermögen nachzuweisen (vgl. Kapitel 7).
- Nach einer erfolgreichen Verifizierung wird auf Grundlage einer hinreichenden experimentell ermittelten Datenbasis eine umfassende **Kalibrierung** des Prozessmodells durchgeführt (vgl. Kapitel 8).
- Um nachzuweisen, dass das Prozessmodell der vorgegebenen Problemstellung angepasst ist, erfolgt abschließend eine **Validierung** des Modells (vgl. Kapitel 9). Es soll nachgewiesen werden, dass das Modell in der Lage ist, reale Prozesszustände nachzubilden und vorherzusagen.

5.2 Fortschritte in der Modellbildung

Das hier verwendete Prozessmodell soll es ermöglichen, über eine Kalibrierung eine Anpassung an das zu verarbeitende Material und die jeweilige Anlage zu realisieren. Um mit akzeptablem Aufwand ein leistungsfähiges Modell aufzustellen, wurden in dieser Arbeit zur Beschreibung der Schlauchbildungszone folgende generelle Annahmen getroffen:

- Die Modellierungsgrenze erstreckt sich bis zur Frostlinie.
- Die Abzugskraft wird mit der an der Frostlinie wirkenden Kraft gleichgesetzt.
- Bereits in der Schmelze vorhandene Spannungen direkt nach Werkzeugaustritt werden in Anlehnung an [MK04] als Initialisierungsparameter zugänglich gemacht.
- Die Entstehung kristalliner Strukturen wird vernachlässigt, da keine Folieneigenschaftsvorhersage getroffen werden soll.
- Prozessparameter, die experimentell nicht einfach ermittelt werden können, werden als Variablen zugelassen. Die betrifft insbesondere die rheologischen Stoffdaten sowie die Abzugskraft.

Darüber hinaus erfolgt auf Basis bestehender Modelle eine Erweiterung um folgende essenzielle Ansätze:

- Die aufgrund des biaxialen Dehnprozesses vorliegenden anisotropen Materialcharakteristika finden Berücksichtigung.
- Die thermodynamischen sowie fluiddynamischen Vorgänge in der Schlauchbildungszone werden mit Hilfe eines CFD-Programm erfasst.
- Das CFD-Modell basiert auf einer vollständigen Abbildung der Schlauchbildungszone als eine Zweiphasenströmung (Polymerschmelze – Kühlluft).
- Zur Konturberechnung findet ein reales Druckprofil Verwendung, welches von dem Kühlluftvolumenstrom bzw. von der Kühlsystemgeometrie und Blasenkontur abhängig ist.
- Wärmeleitprozesse über die Foliendicke finden Berücksichtigung.
- Das gesamte Prozessmodell wird anhand eines Kalibrierraums an realen Prozesszuständen kalibriert.

5.3 Modellbildung zur Folienkonturberechnung

Zur Bestimmung der Folienkontur ist es unerlässlich, ein numerisches Modell zu nutzen, welches in der Lage ist, zuverlässig und realitätsgetreu Folienkonturen zu erzeugen. Die meisten aus Publikationen bekannten Modelle (vgl. Kapitel 4.5.1) basieren auf einem mathematischen Ansatz zur Folienkonturbeschreibung sowie einem rheologischen Ersatzmodell. In Voruntersuchungen sind verschiedene rheologische Modelle auf ihre Leistungsfähigkeit hin betrachtet und bewertet worden. Eine Zusammenfassung der Untersuchung findet sich im Anhang (Kapitel 11.1).

5.3.1 Modellierung der kinematischen Zusammenhänge

Im Folgenden werden die für die Modellbildung benötigten Gleichungen zur Berechnung der Folienkontur aufgeführt.

Zur Berechnung des Konturverlaufs wird auf das Modell von Pearson und Petrie [PP70a, PP70b] zurückgegriffen. Sie beschrieben die kinematischen Vorgänge der Schlauchbildungszone. Das Pearson Petrie-Modell beruht zum einen auf der Membrantheorie rotationssymmetrischer, biegeschlaffer, dünnwandiger Schalen und zum anderen auf einer Kräftebilanz in Extrusionsrichtung. Dies lässt Vereinfachungen zu, die zu einer Reduzierung der Komplexität in folgender Form führt:

- Es werden stationäre Strömungsvorgänge vorausgesetzt.
- Die Dicke der Folie ist sehr viel kleiner als der Blasenradius.
- Gewichtskräfte sowie Auftriebskräfte des Folienschlauches werden vernachlässigt, da sie sich gegenseitig aufheben [SV96].
- Aufgrund des geringen Überdrucks in der Folienblase werden Spannungen in Normalrichtung der Folien (σ_{22}) nicht berücksichtigt.

Ausgehend von dem zylindrischen Koordinatensystem, eingezeichnet in Abbildung 5-5, wird die Deformation auf das kartesische Koordinatensystem für jeden sich auf der Folieoberfläche befindlichen Punkt bezogen.

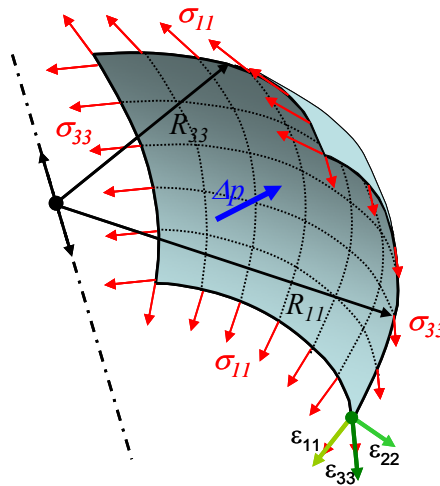


Abbildung 5-5 Membranelement mit Darstellung der Krümmungsradien R_{11} und R_{33}

Unter Verwendung der aufgeführten Annahmen lässt sich eine Gleichung anhand des Kräftegleichgewichts für jedes einzelne Element aufstellen.

$$\frac{\Delta p}{h} = \frac{\sigma_{11}}{R_{11}} + \frac{\sigma_{33}}{R_{33}} \quad \text{Gl. 5-1}$$

Dabei nutzt die Membrantheorie den Zusammenhang der Druckdifferenz $\Delta p(x)$, bezogen auf den Innendruck und dem Druck, der von außen auf die Folie wirkt sowie den beiden Spannungen in Abzugs- und Umfangsrichtung (σ_{11} und σ_{33}).

Der Differenzdruck Δp berechnet sich nach folgender Gleichung 5-2:

$$\Delta p = p_{\text{innen}} - (p - p_{\text{atm}}) \quad \text{Gl. 5-2}$$

Es wird eine Erweiterung bezüglich eines Druckprofils eingeführt, um die Beschreibung der Wechselwirkung zwischen flexibler Folie und Kühlluftströmung zu realisieren. So ist die Druckdifferenz Δp als höhenabhängig anzusehen.

Die beiden Krümmungsradien (R_{11} und R_{33}) in Meridian- und Extrusionsrichtung lassen sich durch folgende Gleichungen beschreiben:

$$R_{11} = \frac{-1}{\frac{d^2 r}{dx^2} \cos^3(\theta)} \quad \text{Gl. 5-3}$$

$$R_{33} = \frac{r}{\cos(\theta)} \quad \text{Gl. 5-4}$$

Der laufende Winkel wird durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\cos(\theta) = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{dr}{dx}\right)^2}} \quad \text{Gl. 5-5}$$

Durch Einsetzen der Gleichungen 5-3 bis 5-5 in Gleichung 5-1 und Auflösen nach dem Blasenradius r'' ergibt sich folgende nichtlineare Differenzialgleichung zweiter Ordnung.

$$r'' = \frac{(r'^2 + 1) \cdot (h \sigma_{33} - \Delta p r \sqrt{r'^2 + 1})}{h r \sigma_{11}} \quad \text{Gl. 5-6}$$

Aus der Lösung dieser Differenzialgleichung folgt die gesuchte Folienkontur. Die Berechnung der Spannungen sind den rheologischen Modellen entsprechend im Kapitel 5.3.2 sowie im Kapitel 11.1 aufgeführt. Durch den Einsatz dieser modellbedingt voneinander abweichenden Spannungsverläufe resultieren die charakteristischen Konturdarstellungen des jeweiligen rheologischen Ersatzmodells.

Pearson und Petrie sowie viele andere Autoren führen eine dimensionslose Beschreibung der Gleichungen zur Konturberechnung ein. Alle höhenabhängigen laufenden Parameter, wie die Radien, die Dicke, die Geschwindigkeit, die Viskosität und die Spannungen wurden hierzu auf den Zustand am Werkzeugaustritt normiert. Dies ist vor allem aufgrund der numerischen Stabilität des Berechnungsalgorithmus sinnvoll und wird aus diesem Grund hier ebenfalls durchgeführt. Es wird die dimensionslose Schreibweise nach Muslet und Kamal [MK04] verwendet. Der Blasfolienprozess wird als zweidimensional rotationssymmetrisch angesehen und kann daher mit den Koordinaten $0 \leq x \leq x_{Frost}$ und $h_0 \leq h \leq h_{Frost}$ beschrieben werden. Hierbei beschreibt x_{Frost} die Frostlinienhöhe und somit die Gesamthöhe des Verstreckprozesses. Die Variable h ist die auf die Höhe x bezogene Dicke, welche von der Austrittsspaltweite h_0 bis zur Enddicke h_{Frost} variiert.

$$B^* = \frac{r_0^2 \cdot \Delta p}{2 \cdot \eta_0 \cdot h_0 \cdot v_0} \quad F_{ab}^* = \frac{F_{ab}}{2 \cdot \eta_0 \cdot \pi \cdot h_0 \cdot v_0} - B \left(\frac{r_{Frost}}{r_0} \right)^2$$

$$De^* = \frac{\lambda \cdot v_0}{r_0} \quad v^* = \frac{v}{v_0} \quad h^* = \frac{h}{h_0} \quad r^* = \frac{r}{r_0} \quad \text{Gl. 5-7}$$

$$x^* = \frac{x}{r_0} \quad \rho^* = \frac{\rho}{\rho_0} \quad \eta^* = \frac{\eta}{\eta_0} \quad \sigma_{ii}^* = \frac{r_0 \cdot \sigma_{ii}}{\eta_0 \cdot v_0}$$

Die vollständige Umsetzung des hier aufgeführten Modells erfolgt in der Berechnungsumgebung Matlab.

Foliendickenberechnung anhand der Massenerhaltung

Die Bestimmung des aktuellen Foliendickenverlaufs erfolgt über die Beziehung der Massenerhaltung. Während des gesamten Prozesses muss diese Beziehung gegeben sein.

$$\dot{m} = 2\pi \rho r v h = \text{const.} \quad \text{Gl. 5-8}$$

Aufgrund der hier verwendeten Berechnungsumgebung bedarf es einer Überführung dieser Gleichung in eine differenzielle Schreibweise.

$$\frac{dh}{dx} = - \left(\frac{\dot{v}}{v} + \frac{\dot{r}}{r} + \frac{\dot{\rho}}{\rho} \right) \cdot h \quad \text{Gl. 5-9}$$

Die Gleichung 5-10 repräsentiert den Zusammenhang der richtungsabhängigen Dehngeschwindigkeiten während des Folienblasprozesses unter Berücksichtigung der Dichte [Spi04].

$$-\dot{\varepsilon}_{11} - \dot{\varepsilon}_{22} - \dot{\varepsilon}_{33} - \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} = 0 \quad \text{Gl. 5-10}$$

5.3.2 Modellierung der Verstreckung der Polymerschmelze

Zur Beschreibung der Deformationsvorgänge innerhalb der Schlauchbildungszone werden in den rheologischen Zustandsgleichungen die Deformationen durch den Fingerschen Deformationstensor beschrieben (Gleichung 5-11) [Wag76, MK04].

$$\underline{C}_t^{-1}(t') = \begin{pmatrix} \frac{v(t)^2}{v(t')^2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{h(t)^2}{h(t')^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{r(t)^2}{r(t')^2} \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 5-11}$$

Es folgt der Deformationsgeschwindigkeitstensor aus den Dehnungen in die Hauptrichtungen.

$$\underline{\dot{D}} = \begin{pmatrix} \dot{\varepsilon}_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \dot{\varepsilon}_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \dot{\varepsilon}_{33} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{v} \frac{dv}{dt} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{h} \frac{dh}{dt} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{r} \frac{dr}{dt} \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 5-12}$$

Die Überführung der zeitlichen Ableitung kann durch die räumliche Beziehung mit Bezug auf die axiale Komponente durchgeführt werden.

$$\frac{d}{dt} = v \cos \theta \frac{d}{dx} \quad \text{Gl. 5-13}$$

Unter Berücksichtigung der Massenerhaltung folgen für die Deformationsgeschwindigkeiten folgende Zusammenhänge. [MCS03, MK04, LBS95b, Wag76]

$$\dot{D}_{11} = \cos \theta \frac{dv}{dx} = -v \cos \theta \left(\frac{1}{h} \frac{dh}{dx} + \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \right) \quad \text{Gl. 5-14}$$

$$\dot{D}_{22} = v \cos \theta \frac{1}{h} \frac{dh}{dx} \quad \text{Gl. 5-15}$$

$$\dot{D}_{33} = v \cos \theta \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \quad \text{Gl. 5-16}$$

Bezogen auf diese Deformationen erfolgt die Spannungsberechnung in der Schlauchbildungszone.

Aus den Voruntersuchungen (vgl. Anhang 1) sowie aus zahlreichen Publikationen geht hervor, dass das rheologische Modell nach Phan-Thien und Tanner ein gutes Abbildungsvermögen des dehn rheologischen Schmelzeverhaltens zeigt. Hier sei auf die Arbeiten von Larson [Lar88], Maja [Mai99], Tanner [Tan86], Tas [Tas94] sowie [DHK99, HKL04, Maj08, May05, MCS03, Ste86] verwiesen, in denen das Phan-Thien Tanner-Modell untersucht wird. Es konnte gezeigt werden, dass im direkten Vergleich zu experimentell ermittelten Daten generell eine gute Übereinstimmung erzielt werden kann. Darüber hinaus haben Voruntersuchungen gezeigt, dass nur mittels differenzieller Modelle ein realistischer Konturverlauf berechenbar ist. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit ein temperaturabhängiges Modell nach Phan-Thien und Tanner zur Beschreibung der rheologischen Eigenschaften der Polymerschmelze verwendet und um richtungsabhängige Viskositäten erweitert. Das rheologische Ersatzmodell nach Phan-Thien und Tanner [PT77] stellt eine konsequente Erweiterung des Maxwell-Modells dar. Mit Hilfe dieses differenziellen Modells ist es möglich, die Schubspannungen nichtlinear und abhängig von der Deformationsgeschwin-

digkeit zu berechnen. Des Weiteren können die Materialeigenschaften in Abhängigkeit der Deformationshistorie miteinbezogen werden.

Gleichung 5-17 bis 5-19 sind die nach Phan-Thien und Tanner zu lösenden Differenzialgleichungen für die gekoppelten Schubspannungen eines Folienelements. Die Kopplung der Gleichungen erfordert eine simultane Lösung dieses Gleichungssystems. Eine detaillierte Herleitung dieser Gleichungen ist in den Arbeiten von Muslet und Kamal [MK04] sowie von Tas [Tas94] beschrieben.

$$\lambda v \cos \theta \frac{d\tau_{11}}{dx} = 2\eta_{11} \cos \theta \frac{dv}{dx} - \tau_{11} e^{\left(\frac{\varepsilon\lambda}{\eta_{11}}(\tau_{11}+\tau_{22}+\tau_{33})\right)} + 2(1-\xi)\lambda \tau_{11} \cos \theta \frac{dv}{dx} \quad \text{Gl. 5-17}$$

$$\lambda v \cos \theta \frac{d\tau_{22}}{dx} = 2\eta_{22} \frac{v}{h} \cos \theta \frac{dh}{dx} - \tau_{22} e^{\left(\frac{\varepsilon\lambda}{\eta_{22}}(\tau_{11}+\tau_{22}+\tau_{33})\right)} + 2(1-\xi)\lambda \tau_{22} \frac{v}{h} \cos \theta \frac{dh}{dx} \quad \text{Gl. 5-18}$$

$$\lambda v \cos \theta \frac{d\tau_{33}}{dx} = 2\eta_{33} \frac{v}{r} \cos \theta \frac{dr}{dx} - \tau_{33} e^{\left(\frac{\varepsilon\lambda}{\eta_{33}}(\tau_{11}+\tau_{22}+\tau_{33})\right)} + 2(1-\xi)\lambda \tau_{33} \frac{v}{r} \cos \theta \frac{dr}{dx} \quad \text{Gl. 5-19}$$

Phan-Thien und Tanner führen eine Erweiterung durch zwei dimensionslose Materialkennzahlen ein, um das nichtlineare Verhalten der Polymere zu berücksichtigen. Hierbei beschreibt ξ das nichtlineare Verhalten bei Scherung und ε das nichtlineare Verhalten bei Dehnung der Schmelze. Die Kennzahlen sind charakteristisch für das jeweilige Polymer und werden in Anlehnung an Maia und Tas [Mai99, Tas94] als konstant angesehen.

Um die erforderlichen Spannungen in Extrusions- und Umfangsrichtung zu berechnen, werden die Gleichungen 5-20 und 5-21 genutzt. Sie stellen den Zusammenhang zwischen den Schubspannungen und den Normalspannungen dar [LT85, PP70a, PP70b, Wag76].

$$\sigma_{11} = \tau_{11} - \tau_{22} \quad \text{Gl. 5-20}$$

$$\sigma_{33} = \tau_{33} - \tau_{22} \quad \text{Gl. 5-21}$$

Anisotrope Materialeigenschaften

Als Erweiterung der rheologischen Beschreibung nach Phan-Thien und Tanner wird in diesem Kapitel eine Beschreibung zur Berücksichtigung der anisotropen Materialeigenschaften eingeführt. Dehnungsprozesse von Kunststoffschmelzen sind durch dehnungsrateabhängige Viskositätseigenschaften geprägt und auch hinreichend genau durch das Phan-Thien Tanner-Modell beschrieben [KL87]. Dies gilt jedoch unter uniaxialer Dehnung, wie in Kapitel 4.4 aufgeführt. Viskositätsbeeinflussungen, die aufgrund der dehnratenab-

hängigen Molekülorientierung im biaxialen Verstreckungszustand auftreten, finden keine Berücksichtigung.

In Abbildung 5-6 ist schematisch die Orientierung der Makromoleküle unter den Dehnbeanspruchungen dargestellt.

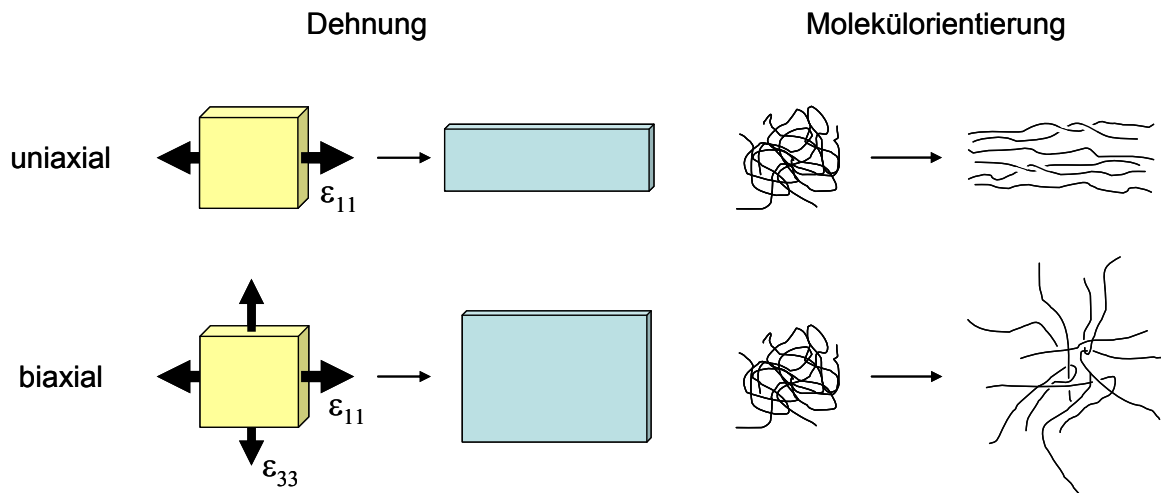


Abbildung 5-6 Schematische Darstellung der Molekülorientierung unter unterschiedlichen Dehnungszuständen

Diese Darstellung verdeutlicht, in welcher Weise eine unterschiedliche Festigkeits- bzw. Viskositätscharakteristik des Polymeres aus der Beanspruchungsart und somit der Makromolekülorientierung resultiert. Im Fall uniaxialer Dehnung folgt unter konstanter Dehngeschwindigkeit ein charakteristischer Viskositätsverlauf wie in Abbildung 4-10 aufgeführt. Bei einem biaxialen Dehnprozess werden sich jedoch dehnratenabhängige Viskositäten in den Beanspruchungsrichtungen einstellen, welche nicht voneinander unabhängig betrachtet werden dürfen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass eine Molekülorientierung ein anisotropes Materialverhalten hervorruft, wie beispielsweise Laun beschreibt [Lau05].

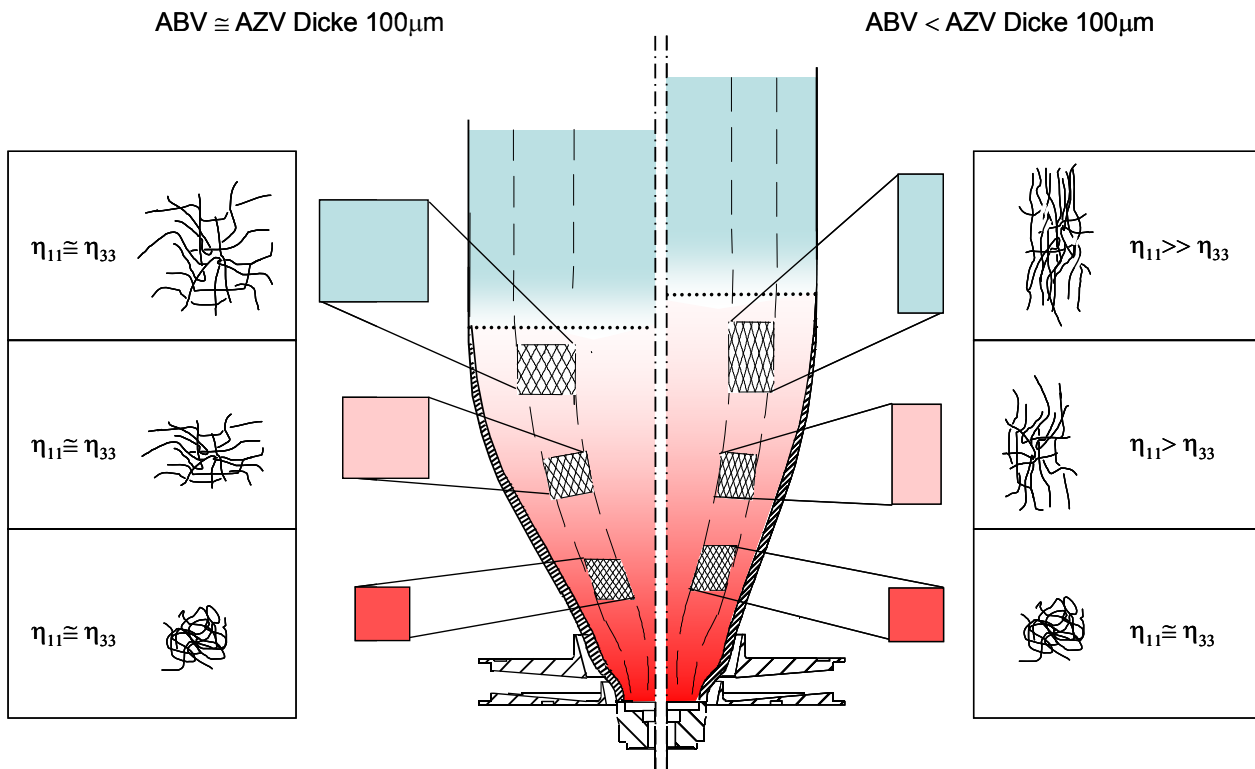


Abbildung 5-7 Schematische Darstellung des anisotropen Materialverhaltens aufgrund von Molekülerorientierungen anhand zweier biaxialer Dehnprozesse mit gleicher Enddicke

Abbildung 5-7 verdeutlicht anhand zweier unterschiedlicher Folienverstreckprozesse bei gleicher Enddicke die Bedeutung dieses Molekülerorientierungsprozesses für die Schlauchbildungszone. Aus dieser Darstellung ist ersichtlich, dass aufgrund der Dehnraten in die Raumrichtungen flächig anisotrope Viskositäten resultieren. Der Widerstand gegen Verformung in eine Richtung hängt jedoch unmittelbar mit der Vororientierung der Makromoleküle in der zweiten Raumrichtung ab. Die Annahme einer generellen dreifachen bzw. der sechsfachen Erhöhung der Nullviskosität trifft hier nicht mehr zu. Es kann vielmehr davon ausgegangen werden, dass die Viskositäten in Umfang- bzw. Abzugsrichtung voneinander abweichen.

Diesem Phänomen wird durch eine richtungsabhängige Modifikation der Nullviskositäten (η_{11} , η_{22} , η_{33}) in die Raumrichtungen Rechnung getragen. Es erfolgt eine einfache Faktorisierung und somit Verschiebung der Nullviskositäten basierend auf der Viskosität in Extrusionsrichtung nach Gleichung 5-22 und 5-23.

$$\eta_{22} = \alpha \cdot \eta_{11}$$

Gl. 5-22

$$\eta_{33} = \beta \cdot \eta_{11}$$

Gl. 5-23

Mit Hilfe dieser einfachen Modifikation wird erreicht, dass das anisotrope Materialverhalten im Prozessmodell berücksichtigt wird. In Veröffentlichungen, z. B. durch [HP75a, LGC97], wurden bereits auf eine solche Herangehensweise eingegangen. Diese ist jedoch nicht bis zu einer Umsetzung verfolgt worden, da die Faktoren experimentell nicht zu ermitteln waren.

Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften

Die Temperaturabhängigkeit der Polymerschmelze wird mit Hilfe des Arrhenius-Ansatzes nach Gleichung 5-24 abgebildet.

$$a_T = e^{\frac{E_A}{R_0} \left(\frac{1}{T(x)} - \frac{1}{T_{ref}} \right)} \quad \text{Gl. 5-24}$$

Die Bestimmung der temperaturabhängigen Viskositäten und Relaxationszeit erfolgt anhand der Gleichungen 5-25 und 5-26.

$$\eta_{ii} = \eta_{0ii} \cdot a_T \quad \text{Gl. 5-25}$$

$$\lambda = \lambda_0 \cdot a_T \quad \text{Gl. 5-26}$$

Auf eine Erweiterung des rheologischen Materialmodells um die Beschreibung der Effekte in der Nähe der Frostlinie wird bewusst verzichtet. Ein Aufbau als Mehrphasen-Modell, um das Verhalten des teilerstarrten Polymers mit einzubeziehen, wird nicht durchgeführt. Ebenso wird die Abbildung von Kristallisationseffekten auf die temperaturabhängige Abnahme der Dichte reduziert, um den Aufwand des Modells auf einen vertretbaren Umfang zu minimieren. Die Voruntersuchungen der Modelle haben gezeigt, dass ein Kristallisationseinfluss auf die Folienkontur erst in der Nähe der Frostlinie zu verzeichnen ist. Für das gesamte Erscheinungsbild der Blase spielt die Kristallisation daher eine geringe Rolle. Ferner beeinflussen die Kühltluftsysteme ausschließlich den schmelzeförmigen Bereich der Schlauchbildungszone. Da das Ziel der Optimierung von Kühltluftsystemen in Wechselwirkung mit der Folienkontur im Vordergrund steht, werden somit bei der Modellierung die Kristallisationsvorgänge ausgenommen.

5.3.3 Kopplung des rheologischen Modells an die Konturberechnung

Zu Berechnung der Kontur wird die in Abschnitt 5.3.1 aufgeführte Gleichung 5-6 verwendet. In dieser Gleichung finden die nach dem rheologischen Modell berechneten Spannungsverläufe σ_{11} und σ_{33} Verwendung, anhand derer orientiert sich die Berechnung der Kontur und stellt somit die Kopplung an das mechanische Modell dar. Darüber hinaus erfolgt eine Kopplung durch die bereits in der Schmelze vorhandenen Spannungen bei Verlassen des Werkzeugs.

Startwerte für die Berechnung

Um die nichtlineare Differenzialgleichung zweiter Ordnung der Kontur zu lösen, werden Startwerte am Düsenaustritt benötigt. Der Berechnungsbereich erstreckt sich vom Werkzeugaustritt bis zur Frostlinie. Aus diesem Grund finden für die Lösung der Gleichung 5-6 die Startwerte am Werkzeugaustritt (x_0) Verwendung. Dies sind im Speziellen der Startradius r_0 und die Steigung r'_0 . In erster Näherung kann angenommen werden, dass die Schmelze mit einer Steigung von $r'_0 = 0$ austritt, somit ergibt sich ebenfalls der Startwinkel θ_0 zu Null.

Neben der Gleichung für den Konturverlauf sind die Gleichungen für die Spannungsverläufe in Abzugs- und Umfangsrichtung zu lösen. Da hierfür ein differenzielles Modell Verwendung findet, werden weitere Startwerte zur Lösung benötigt. Diese dienen als Ausgangswerte für die gekoppelten, nichtlinearen Differenzialgleichungen 5-17; 5-18 und 5-19. Im Fall des Konturberechnungsmodells fungieren die Initialspannungen ($\sigma_{11,0}$, $\sigma_{33,0}$) am Düsenaustritt als Startwerte. Die Bestimmung der Spannungen folgt dem rein mechanischen Modell nach Pearson und Petrie. Dies geschieht in Anlehnung an Campbell et. al. [CCA99] sowie Muslet und Kamal [MK04], da weder eine numerische Lösung, noch eine messtechnische Erfassung dieser Spannungen ohne deutlichen Mehraufwand möglich ist.

Im Folgenden wird das Kräftegleichgewicht in Abzugsrichtung betrachtet. In erster Näherung wird angenommen, dass sich die Gewichtskraft der Folie und die Auftriebskraft, die durch die Kühlluft entsteht, aufheben.

$$2\pi r h \sigma_{11} \cos(\theta) = F_{ab} - \pi \Delta p_{\text{mittel}} (r_{\text{Frost}}^2 - r^2) \quad \text{Gl. 5-27}$$

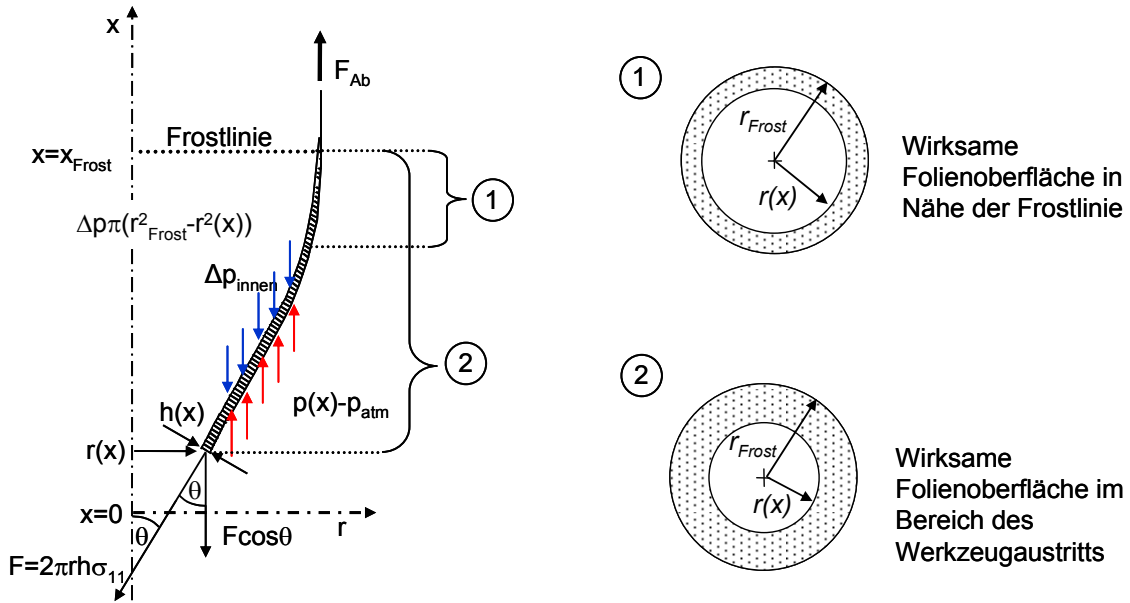


Abbildung 5-8 Kräftegleichgewicht in Abhängigkeit der wirksamen Querschnitte [Wag76]

F_{ab} bezeichnet hierbei die konstante Kraft, mit welcher der Folienschlauch nach oben abgezogen wird. r_{Frost} ist der Radius an der Frostlinienhöhe. Δp_{mittel} ist der mittlere Differenzdruck für das betrachtete Foliensegment. Dieser ergibt sich aus dem Blaseninnendruck und dem Druck an der Folienoberfläche (Abbildung 5-8).

Zur Berechnung des mittleren Drucks wird im Modell der arithmetische Mittelwert verwendet. Dies ermöglicht die Berechnung der Abzugskraftabnahme, ausgehend vom Werkzeugaustritt bis zur Frostlinienhöhe. Abbildung 5-8 verdeutlicht die Abnahme der Ringfläche in Extrusionsrichtung.

Die Berechnung der mechanischen Spannung in Abzugsrichtung erfolgt nach Gleichung 5-28. Gleichung 5-29 dient zur Bestimmung der Startspannung in Umfangsrichtung

$$\sigma_{11,0} = \frac{F_{ab} - \pi \Delta p_{mittel} (r_{Frost}^2 - r_0^2)}{2 \pi r_0 h_0 \cos(\theta)} \quad \text{Gl. 5-28}$$

$$\sigma_{33,0} = \frac{r_0}{h_0 \cos(\theta)} \Delta p_{start} \quad \text{Gl. 5-29}$$

Mit Hilfe dieser Werte sowie den Gleichungen 5-30 bis 5-32 werden dem rheologischen Modell Startbedingungen zur Verfügung gestellt.

$$\tau_{22,0} = \Delta p_{start} \quad \text{Gl. 5-30}$$

$$\tau_{11,0} = \sigma_{11,0} + \tau_{22,0} \quad \text{Gl. 5-31}$$

$$\tau_{33,0} = \sigma_{33,0} + \tau_{22,0} \quad \text{Gl. 5-32}$$

Wie zuvor erwähnt, berücksichtigt diese Berechnung nicht die Deformationshistorie der Polymerschmelze im Werkzeug. Deshalb können die Werte nur als eine Näherung für den Berechnungsbeginn betrachtet werden. Sie repräsentieren jedoch die Initialisierungswerte für die zu lösenden Differenzialgleichungen, auf denen die Konturberechnung basiert.

Zur Lösung der Folienkonturberechnung werden zudem die Einstellungen der Prozessparameter: Massedurchsatz \dot{m} , Innendruck p_{innen} , Abzugsgeschwindigkeit v_{Frost} , Aufblasverhältnis ABV sowie die Materialparameter: Viskosität η und Relaxationszeit λ benötigt.

5.3.4 Definition der Iterations- und Kalibrierparameter

Da die Schlauchbildungszone vollkommen frei verformbar ist, stellt sich in der Realität unwillkürlich ein Gleichgewichtszustand bei dem Schlauchbildungsprozess ein. Alle im Verstreckprozess auftretenden Spannungen, die durch das rheologische Modell ermittelt werden, müssen somit im Gleichgewicht mit den mechanischen Randbedingungen stehen. Daher ist in Anlehnung an die Realität davon ausgegangen worden, dass sich in jedem Iterationsschritt zwingend ein Gleichgewichtszustand einstellen muss. In der inneren Iterationsschleife der Konturberechnung werden anhand einer sogenannten Gütefunktion (vgl. Abbildung 5-9) Parameter variiert, um diesen Zustand abzubilden. Die Definition dieser Iterationsparameter basiert auf genau den Prozessparametern, welche messtechnisch nicht einfach ermittelt werden können.

Wie in Kapitel 5.3.2 beschrieben, definiert sich jeder Verstreckzustand durch unterschiedliche Deformationshistorien in den Raumrichtungen. Daher wird zugelassen, dass α und β als Faktoren der richtungsabhängigen Viskositäten in der Formeln 5-22 und 5-23 variiert werden dürfen. Des Weiteren sind die Spannungen am Düsenaustritt unbekannt und somit als Iterationsparameter definiert worden. Diese lassen sich in den Gleichungen 5-28 und 5-29 durch die Prozessparameter F_{ab}^* und Δp_{start} repräsentieren. Eine weiterführende Betrachtung der Prozessparameter und ihres Einflusses erfolgt anhand des verifizierten Modells in Kapitel 7.3.1.

Da in dieser Arbeit davon ausgegangen wird, dass das Materialmodell an dem jeweiligen Polymer kalibrierbar ist, sind für die Folienkonturberechnung die Materialparameter als Kalibrierparameter zugelassen worden. Im Speziellen sind dies zur grundlegenden Beschreibung des Polymerverhaltens die Viskosität η , die Relaxationszeit λ sowie die beiden Materialkennwerte des Phan-Thien Tanner-Modells ε und ξ . Bei der Betrachtung der Schlauchbildungszone wird davon ausgegangen, dass die Scherung des Materials eine

vernachlässigbar kleine Auswirkung auf die rheologischen Eigenschaften des Polymers und somit auch auf die Gestalt der Blase ausübt. Kahn und Larson [KL87] haben diese Vereinfachung ebenfalls als zulässig angesehen. In Anlehnung an diese Publikation ist daher die Kennzahl für die nichtlineare Scherrate des Phan-Thien Tanner-Modells auf einen konstanten Wert von $\xi = 0$ festgelegt worden. Dies gilt für alle hier durchgeführten Berechnungen.

5.3.5 Aufbau der Folienkonturberechnung

Im Folgenden ist der generelle Berechnungsablauf der Konturberechnung der inneren Iterationsschleife 2 (vgl. Abbildung 5-3) schematisch aufgeführt. Je nach verfolgtem Abbildungsziel (Kapitel 7 bis 9) ändert sich die Zielvorgabe der hier vorgestellten Iterationsschleife. Der systematische Aufbau des Iterationsablaufs bleibt in seiner Form davon unberührt.

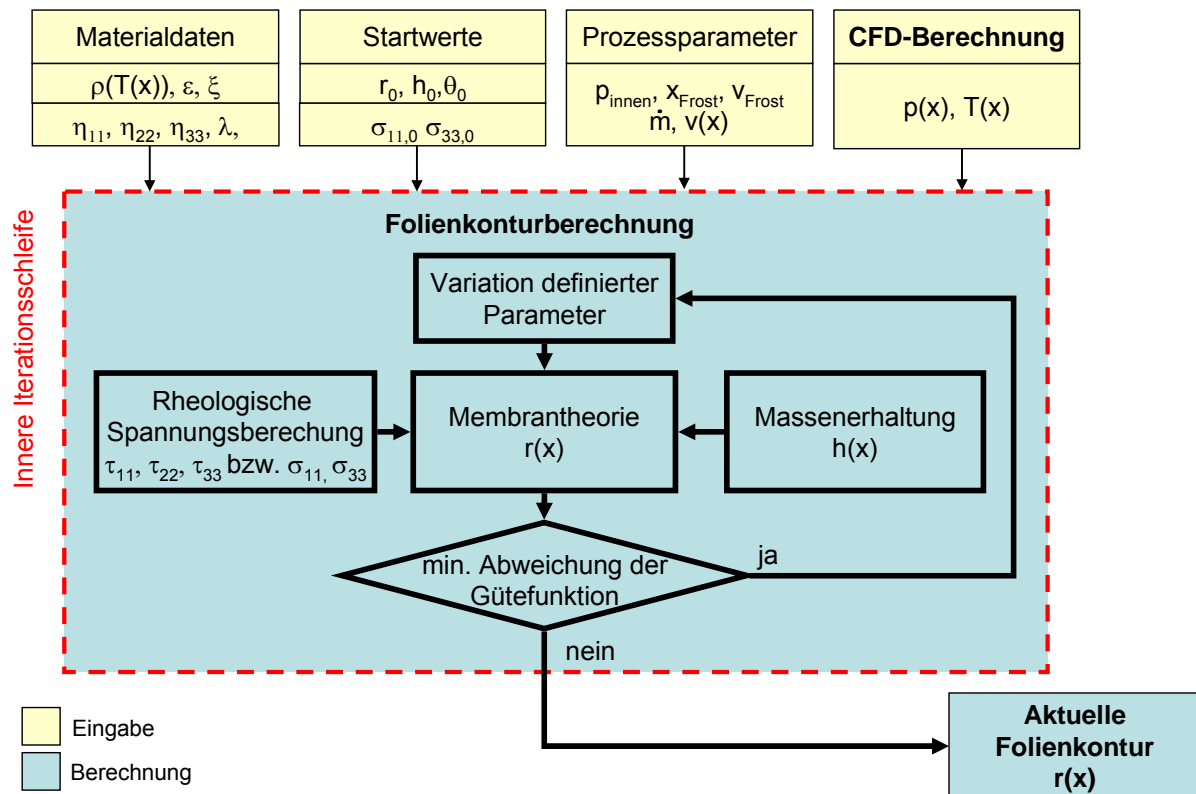


Abbildung 5-9 Schematische Darstellung des Ablaufs der inneren Iterationsschleife 2 zur Konturberechnung

Abbildung 5-9 zeigt anhand eines Flussdiagramms den Berechnungsablauf der inneren Iterationsschleife zur Ermittlung der aktuellen Folienkontur.

Als Eingangsdaten werden die Prozess- und Materialparameter sowie die Startwerte zur Berechnung einer Folienkontur benötigt. Durch Eingabe eines vollständigen Datensatzes erfolgt die Konturberechnung. In diesem Abschnitt der Simulation sind bereits die Datensätze für den Druck $p(x)$ auf der Folienoberfläche, die Temperatur $T(x)$ der Schmelze und die Frostlinienhöhe x_{Frost} aus der vorangegangenen CFD-Rechnung (vgl. Kapitel 5.4) be-

kannt und in Form von Skript-Dateien als Input verfügbar. Die Prozessparameter Innendruck p_{innen} , Kunststoffmassenstrom \dot{m} , und Folienendgeschwindigkeit v_{Frost} hingegen werden zustandsspezifisch definiert. Des Weiteren sind die Dichte $\rho(T)$, die Relaxationszeit $\lambda(T)$ und die Viskosität $\eta(T)$ von der Temperatur der Schmelze abhängig.

Zur Lösung der Differenzialgleichungen werden die Startwerte $(r_0, r'_0, h_0, \sigma_{11,0}, \sigma_{33,0})$ am Werkzeugaustritt benötigt (siehe Kapitel 5.3.3). Da die Initialisierungsspannungen vom darzustellenden Prozesszustand abhängig sind, werden diese als lokal bestimmbar angesehen. Anhand der errechneten Frostlinie und der durch den Prozess definierten Folienendgeschwindigkeit erfolgt die Berechnung des Geschwindigkeitsprofils $v(x)$. Aus diesem sowie mit Hilfe der Massenerhaltung wird der neue Foliendickenverlauf bestimmt. Die virtuelle Betrachtung des biaxialen Dehnprozesses erfolgt durch das Phan-Thien Tanner-Modell und liefert die Spannungsverläufe für die Konturberechnung.

Die Berechnung der Kontur in dieser inneren Iterationsschleife muss gekoppelt erfolgen, da die verwendeten Gleichungen voneinander abhängig sind. Dies bedeutet für den Berechnungsprozess, dass das Gleichungssystem simultan gelöst werden muss. Im Folgenden sind diese benötigten Gleichungen aufgeführt und der Berechnungsablauf in Form eines Flussdiagramms dargestellt, siehe Abbildung 5-10.

Das Abbruchkriterium der inneren Iterationsschleife wird durch deren Abweichung von der Gütefunktion gesteuert. Die Gütefunktion liefert ein Maß dafür, wie gut die berechnete Kontur mit dem geforderten Ziel übereinstimmt. Zielkriterien stellen hierbei z. B. die Forstlinenhöhe das Aufblasverhältnis sowie die Folienenddicke dar. Aus diesen Kriterien wird mit Hilfe von Gewichtungsfaktoren GW_i ein skalarer Gütefunktionswert f_{val} berechnet, wie in Gleichung 5-33 exemplarisch dargestellt.

$$f_{val} = GW_{ABV} \cdot |\Delta ABV| + GW_{x_{Frost}} \cdot |\Delta x_{Frost}| + \dots + GW_h \cdot |\Delta h| = \min \quad \text{Gl. 5-33}$$

Ziel der inneren Iterationsschleife ist es, diesen Wert zu minimieren. Als Resultat folgt der Konturverlauf basierend auf den gefundenen Parametern. Die Definition der Gütefunktion orientieren sich an dem in der Modellbildung verfolgten Ziel und ist in den im jeweiligen Kapitel der Verifizierung (vgl. Kapitel 7), Kalibrierung (vgl. Kapitel 8) und Validierung (vgl. Kapitel 9) aufgeführt.

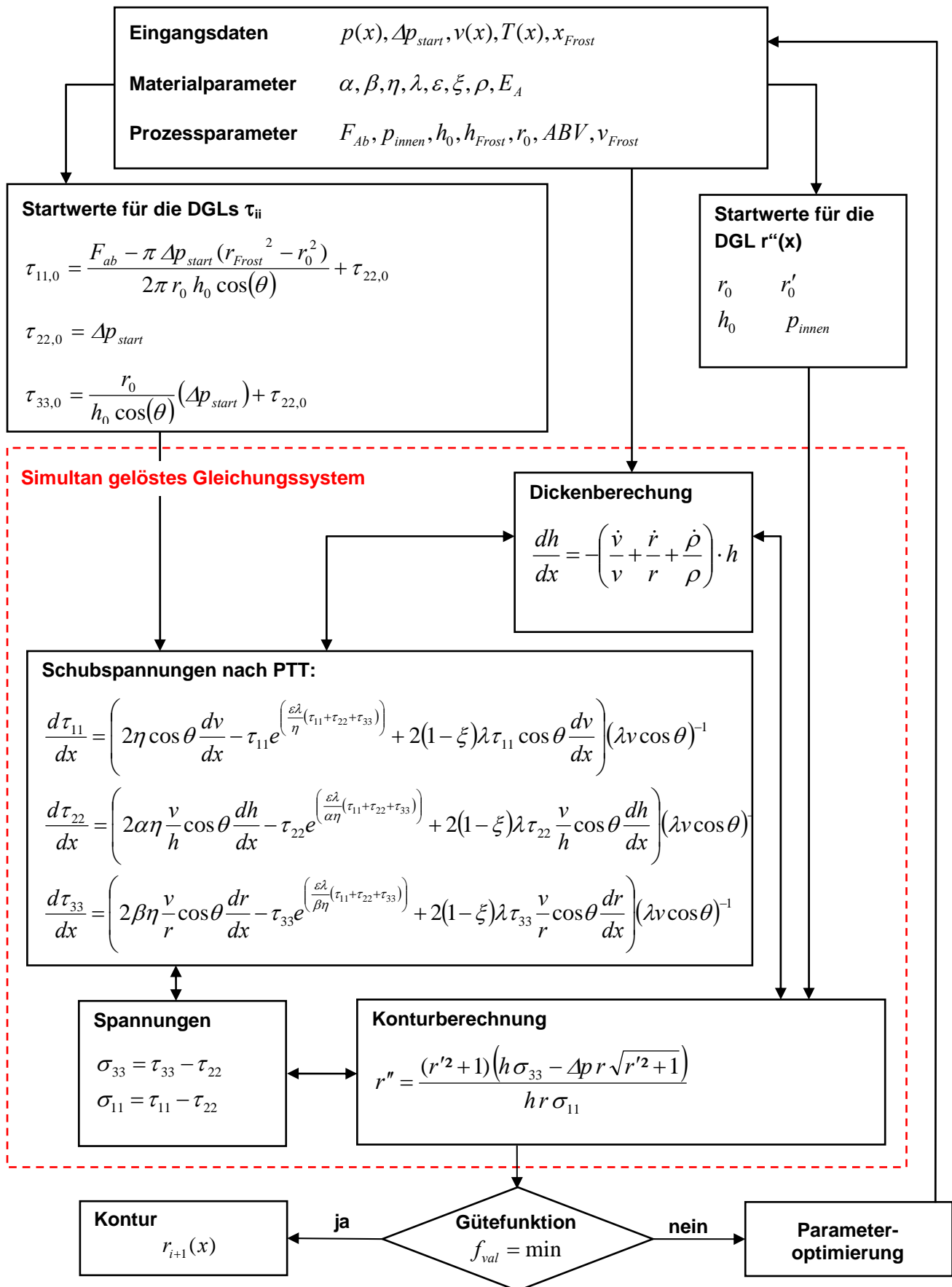


Abbildung 5-10 Flussdiagramm der Konturberechnung

Zur Lösung des in Abbildung 5-10 aufgeführten Gleichungssystems ist auf die kommerzielle Berechnungsumgebung Matlab zurückgegriffen worden. Die Differenzialgleichungen werden basierend auf dem Verfahren der „Numerical Differentiation Formulas“ gelöst. Als Lösungsverfahren wird unter Matlab ein Ordinary Differential Equation System Solver (ODE15s) verwendet. Um die Differenzialgleichung mittels des ODE-Solvers lösen zu können, benötigt das System als Input Startwerte. Auf die Startwertproblematik wird im Kapitel 5.3.3 eingegangen. Innerhalb des Berechnungscodes ist ebenfalls die Abfrage der Gütefunktion sowie eine Gewichtung der einzelnen Zielparameter umgesetzt worden.

Zum Auffinden der optimalen Simulationsparameter, die die Kriterien der Gütefunktion bestmöglichst beschreiben, werden durch Matlab bereitgestellte Optimierungsalgorithmen verwendet. Mit Hilfe zwei nacheinander geschalteter Optimierer ist eine bestmögliche Lösung zur Darstellung der Folienkontur zu ermitteln. Die möglichen Iterationsparameter werden hierzu an das Konturberechnungsmodul übergeben und mit Hilfe der Gütefunktion die resultierende Kontur ausgewertet. Diese Schleife wird solange durchlaufen, bis die optimale Auswahl der Iterationsparameter erfolgt ist und die Gütefunktion ihr Minimum erreicht. In der nachfolgenden Abbildung 5-11 ist der Optimierungsablauf schematisch dargestellt.

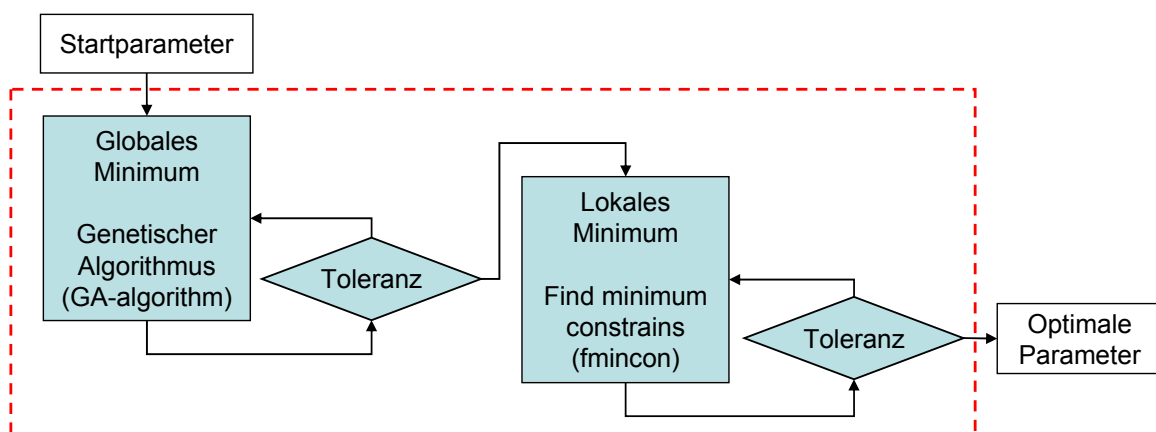


Abbildung 5-11 Darstellung des zweistufigen Optimierungsablaufs

Als besonders effizient hat sich ein hybrides Verfahren aus genetischem Algorithmus (GA) und gradientenbasiertem Optimierer herausgestellt. Zunächst wird anhand der Parameter mit Hilfe eines genetischen Algorithmus das Optimum gesucht. Ziel ist es eine bestmögliche Folienkonturabbildung zu realisieren. Dieser evolutionäre Algorithmus ermöglicht es, anhand von zufällig gewählten Parameterpopulationen den bestmöglichen Satz auszuwählen. Anhand von Mutationen in Kombination mit den vorherigen Ausgangsparametern werden neue Parameterpopulationen erzeugt und das beste Ergebnis wiederum weiterentwickelt [N.N.09a]. Dies erlaubt mit hoher Wahrscheinlichkeit das Auffinden eines globalen Maximums des Parameterraums.

Ausgehend von der letzten Population wird die Bestimmung des lokalen Minimums dieses nichtlinearen Optimierungsproblems anhand der Funktion fmincon unter Matlab durchgeführt. Dieser Funktion ist ein gradientenbasierter Algorithmus hinterlegt [N.N.09a]. So kann

sichergestellt werden, dass ausgehend von dem gewählten Startpunkt die bestmögliche Lösung für das Problem der Konturabbildung gefunden wird.

5.4 CFD-Simulation

Neben der Berechnung der Folienkontur ist die Beschreibung der Kühlluftströmung essenziell, um den Schlauchbildungsprozess abbilden zu können. Das hier verwendete Simulationsmodell stellt somit das zweite wichtige Berechnungsmodul dar, welches für die äußere Iterationsschleife (Iterationsschleife 1 in Abbildung 4-3) erforderlich ist. In Anlehnung an das von Wolf [Wol95] entwickelte und durch Spirgatis [Spi04] weiterentwickelte Modell ist in dieser Arbeit ein CFD-Modell erstellt worden. Aus diesem Grund wird für eine detaillierte Herleitung auf diese Arbeiten verwiesen. In diesem Kapitel sind die essenziellen Teilbereiche der Modellentwicklung aufgezeigt.

Generell kann das Strömungsproblem als ein abgesetzter Wandstrahl betrachtet werden. Die Grundlagen zur Ausbildung des turbulenten Wandstrahls, die benötigten Erhaltungssätze sowie die Grundlagen der CFD-Simulation sind ausführlich in der einschlägigen Literatur aufgeführt (z. B. [GH92, BGD02, SG06]) und werden aus diesem Grund hier nicht näher erläutert.

Die Simulation der Abkühlvorgänge und der Strömungsverhältnisse lässt sich durch den Einsatz der CFD-Analyse in mehrere Teilbereiche unterteilen. Im Schritt des Preprocessings wird die geometrische Struktur des Simulationsraums erarbeitet und festgelegt. Hierzu zählen der Aufbau des Berechnungsgebiets, die Vernetzung des geometrischen Modells, die Definition der Randbedingungen sowie die Bestimmung der Stoffwerte und Startparameter. Mit Hilfe dieser Angaben ist es möglich, unter Verwendung eines geeigneten Solvers, die gewünschten physikalischen Größen zu berechnen. Wird durch das System eine konvergente Lösung erzielt, können in der anschließenden Auswertung der Ergebnisse Datenmatrizes ausgegeben werden.

Im Folgenden werden die einzelnen Teilbereiche der Simulation sowie deren Einbindung in den zentralen Iterationsalgorithmus beschrieben.

5.4.1 Simulationsgeometrie (Preprocessing)

Der Aufbau der Simulationsdomain orientiert sich an den geometrischen Abmessungen der Schlauchbildungszone. Der für die Folienkühlung interessante Bereich liegt zwischen Werkzeugaustritt und der Frostlinie. Innerhalb dieses Bereiches wird die Folie auf ihren vollen Durchmesser gedehnt und somit auf die gewünschte Wanddicke reduziert. Zeitgleich laufen alle relevanten Wärmeübertragungsmechanismen ab. Somit lässt sich für die Berechnung der Strömungs- und Wärmetransportvorgänge das Problem der Geometrieerfassung auf den Bereich der Schlauchbildungszone begrenzen.

Weiterhin lässt sich unter Annahme eines stationären Strömungsproblems sowie einer rotationssymmetrischen Folienblase das Berechnungsproblem auf ein zweidimensionales Modell reduzieren. Entscheidend ist, dass sich die Systemgrenzen in radialer sowie in axialer Richtung soweit erstrecken, dass deren möglicher Einfluss auf die Fluidströmung

ausgeschlossen werden kann. Abbildung 5-12 zeigt schematisch das Berechnungsgebiet. Der Kühlluftvolumenstrom wird aufgrund dieser Reduzierung als ein gleichmäßig austretender Ringstrahl repräsentiert. Der Kühlring selbst ist in das Simulationsgebiet nicht mit einbezogen worden. Er wird durch einen Lufteintrittskanal sowie einer detaillierter Modellierung der Kühlluftführungslippen repräsentiert.

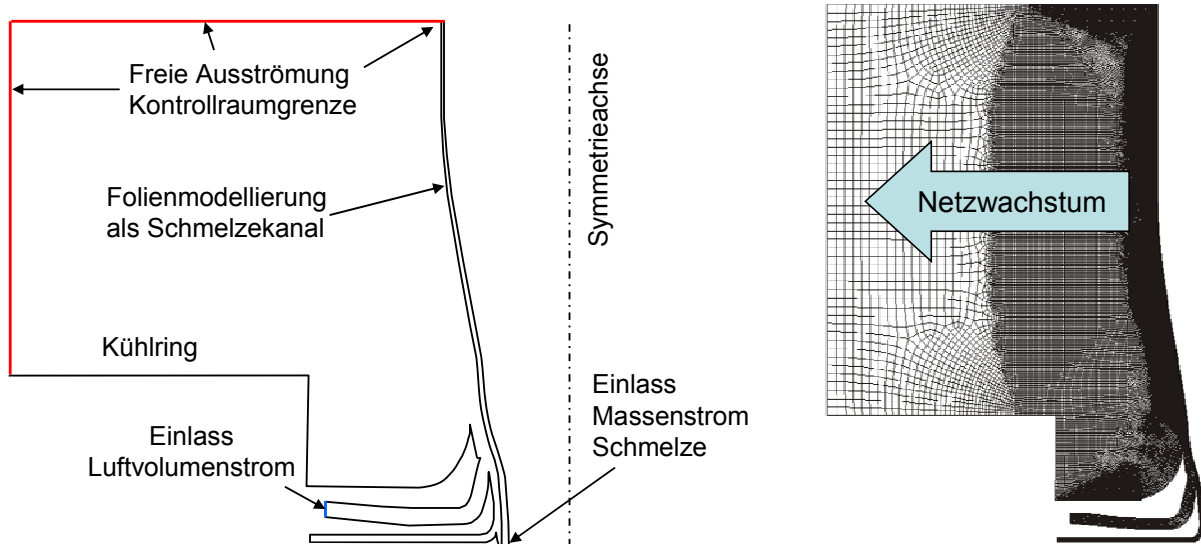


Abbildung 5-12 Schematische Darstellung des CFD-Berechnungsgebiets und exemplarische Darstellung eines Netzes

Das vollständige Modell in Kombination mit der aktuellen Folienkontur und Foliendicke wird automatisiert über eine Skript-Datei, eine sogenannten Journal-Datei, in dem Netzgenerierungsprogramm Gambit erzeugt. Begrenzt wird das Berechnungsgebiet durch die aktuell vorherrschende Folienkontur. Die Kontur wird im Vorhinein in das Geometriegenerierungs-Skript eingetragen und bei der Erstellung der Geometrie automatisch generiert. Aufgrund der stark variierenden Konturen ist für jeden Iterationszyklus ein neues Netz zu erstellen. In Abbildung 5-12 ist exemplarisch ein erstelltes Netz aufgeführt. Das Netzwachstum orientiert sich an der benötigten Informationsdichte in den jeweiligen Gebieten.

Abbildung 5-13 verdeutlicht die Vorgehensweise der eingebundenen CFD-Simulation für einen Iterationszyklus.

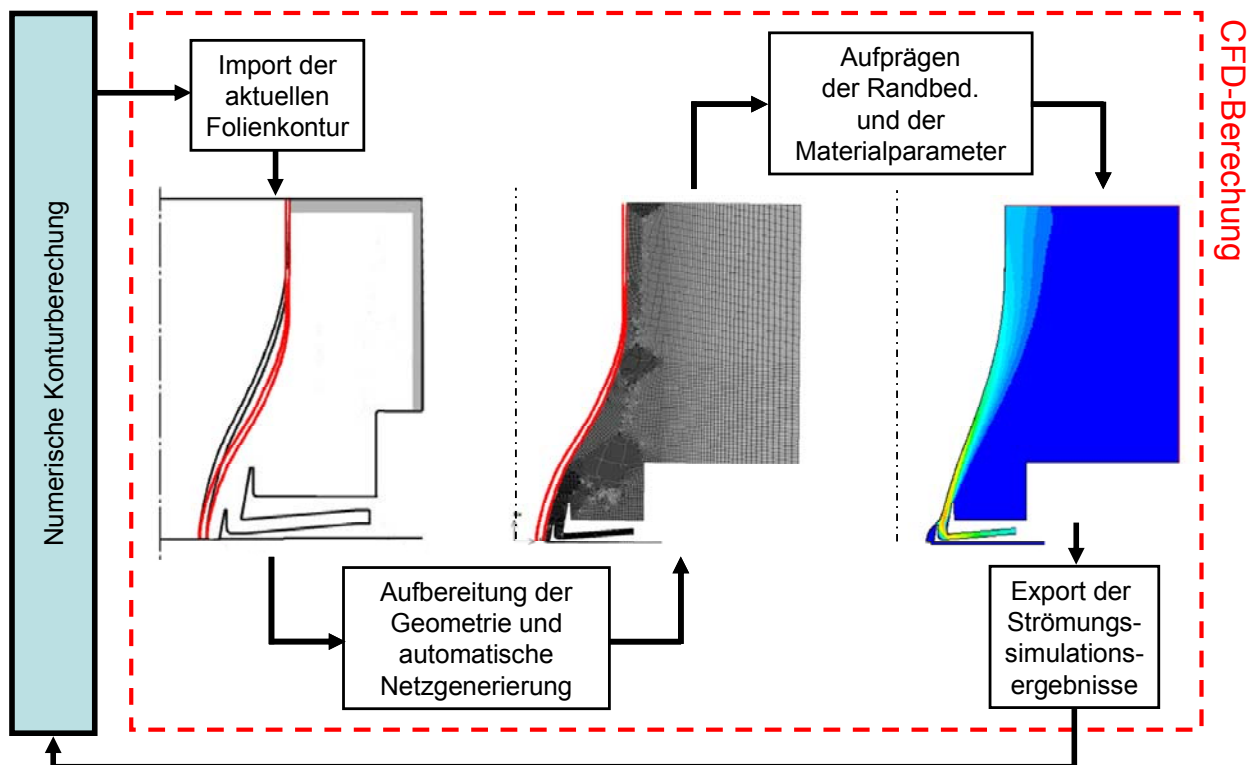


Abbildung 5-13 Schematische Darstellung der Aktualisierung der Berechnungsdomain

5.4.2 Verwendeter Netzaufbau, Randbedingungen und Solvereinstellungen

Um eine korrekte Berechnung der Strömungsvorgänge und den damit verbundenen Wärmeübertragungsmechanismen zu realisieren, ist der Aufbau des Berechnungsnetzes von entscheidender Bedeutung. In Abhängigkeit der Strömungsvorgänge und den damit verbundenen Ansätzen ist unter anderem die Wahl der richtigen Elementgrößen bezogen auf den Berechnungsraum entscheidend. Sie bestimmen die später Berechnungsgüte sowie die Berechnungszeit. Um die Berechnungszeit zu minimieren, ist eine Verfeinerung des Netzes nur in Bereichen großer Gradienten erfolgt. In Abbildung 5-12 ist das verwendete Modell dargestellt. Es basiert auf der Modellierung der zwei sich beeinflussenden Fluidströmungen. Dies ist zum einen die Kühlluft und zum anderen der Schmelzestrom. Der Kühlluftvolumenstrom wird durch den Kühlring an den Schmelzeschlauch geleitet und kann frei über die Berandungen aus der Simulationsdomain wieder austreten. Zur Vernetzung beider Fluidzonen werden ausschließlich quadratische Elemente genutzt. Die Gesamtzahl der zum Einsatz kommenden Elemente liegt durchschnittlich bei 80.000 und variiert in Abhängigkeit des genutzten Konturverlaufs sowie der Frostlinienhöhe.

Im Folgenden wird auf die Vernetzung sowie auf einige spezielle Vereinbarungen der Netzmodellierung eingegangen.

In Anlehnung an Wolf [Wol95] erfolgt die Beschreibung der Polymerschmelze als Kanalströmung zwischen zwei festen Berandungen. Hierbei wird auf der Innenseite des Kanals die Wandhaftung aufgehoben, da in erster Näherung die reale Schmelzeströmung als eine ausgebildete Blockströmung betrachtet werden kann. An der sich bewegenden Folien-

oberfläche wird Wandhaftung angenommen, so dass durch die Haftungsbedingungen der Freistrahle an der Oberfläche lokal die gleiche Geschwindigkeit besitzt wie die Schmelze. Gleichzeitig finden in dieser wandnahen Grenzschicht die Wärmeübertragungsvorgänge statt. Zur korrekten Abbildung dieser bedeutenden Region wird ein sogenannter shadow-layer erzeugt. Dieser ermöglicht den Wärmetransport sowie unterschiedliche Haftbedingungen auf der Innen- und Außenseite der Folienoberfläche abzubilden.

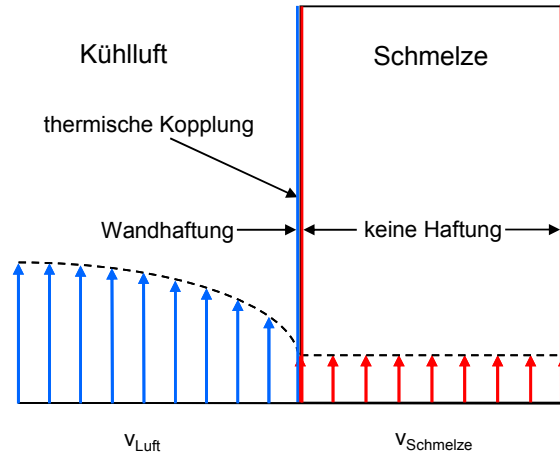


Abbildung 5-14 Schematische Darstellung der gekoppelten Zweiphasenströmung [Spi04]

In dem verwendeten Modell erfolgt eine Diskretisierung der Folienkontur über mehrere Elemente in Dickenrichtung. Dies ermöglicht neben den Abkühlvorgängen auf der Außenseite der Folie die Abbildung der Wärmeleitvorgänge innerhalb der Foliendicke sowie die Modellierung der freien Konvektion im Blaseinneren. Die aus dem vorherrschenden Temperaturdickenprofil ermittelte repräsentative Temperatur ist dabei essenziell. Besonders wichtig ist dies in den Regionen, in denen durch das Auftreffen der Kühleuft die „Außenschicht“ stark gekühlt wird. Nur ein korrekt ermitteltes repräsentatives Temperaturprofil ermöglicht die Berechnung der entsprechenden Materialeigenschaften im Konturberechnungsmodell.

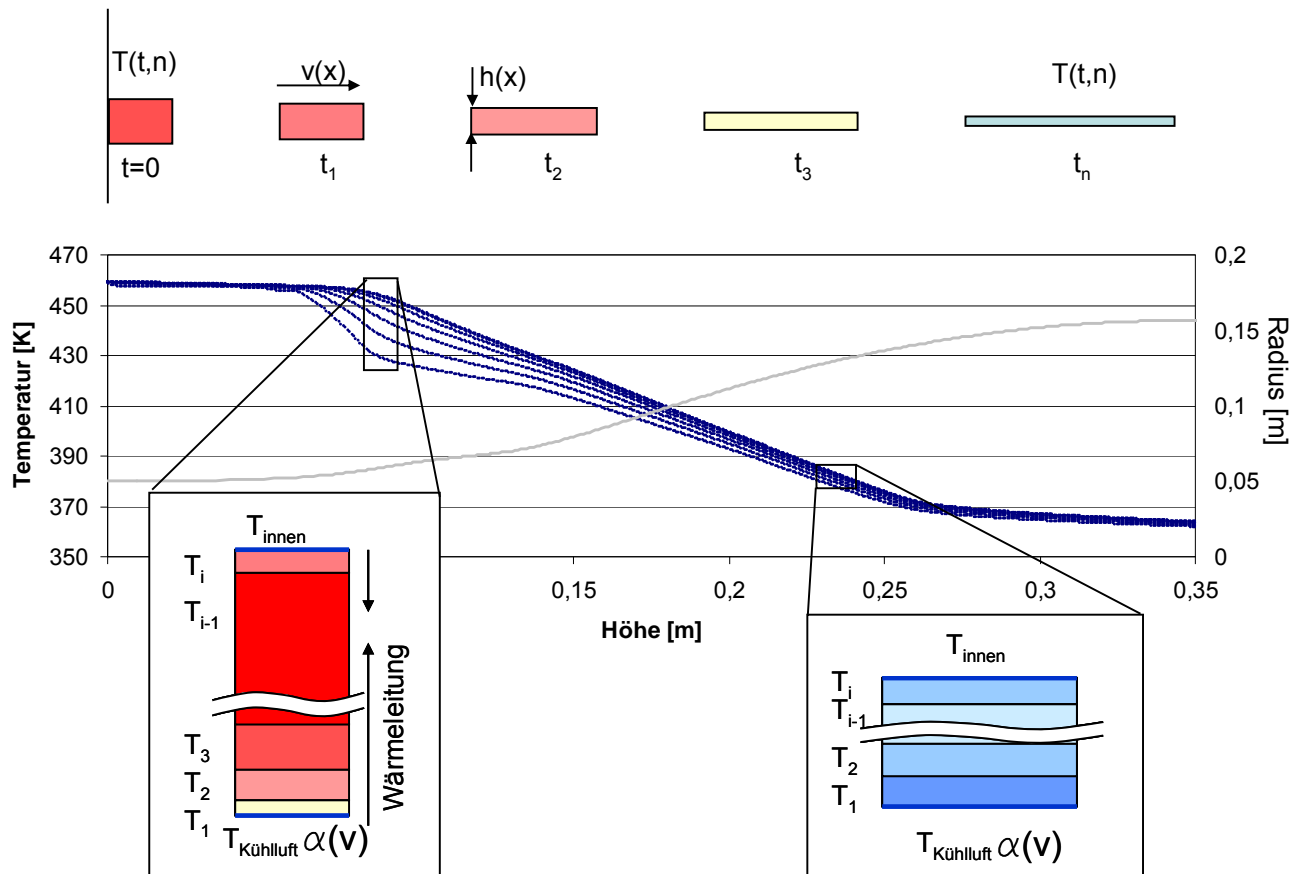


Abbildung 5-15 Qualitative Darstellung der Temperaturverteilung innerhalb der Foliendicke

Wie bereits Sidiropoulos und Vlachopoulos [SV05] aufgezeigt haben, ist es für die Konturberechnung unerlässlich, ein exaktes Temperaturprofil vorliegen zu haben. Aufgrund der stark unterschiedlichen Abkühlbedingungen auf der Außenseite und im Inneren der Foliенblase kommt es zu großen Temperaturgradienten über der Foliendicke. Mit Bezug auf die geringe Wärmeleitfähigkeit von Kunststoffen darf dies nicht vernachlässigt werden. Abbildung 5-15 zeigt das Ergebnis einer durchgeführten CFD-Analyse. Dargestellt ist das Temperaturprofil über der Dicke einer Folie mit einer erzielten Enddicke von 100 μm . Deutlich ist der Temperaturunterschied in Dickenrichtung von nahezu 30 $^{\circ}\text{C}$ von Innen- zur Außenseite zu erkennen. Aufgrund der hinterlegten Materialparameter können in der Simulation diese radialen Wärmeleit- sowie die Wärmetransportprozesse Berücksichtigung finden. In den hier durchgeführten Untersuchungen hat sich im Abgleich mit thermografischen Messungen des realen Prozesses gezeigt, dass eine Mindestanzahl von sechs Zellen mit angepassten Randschichten ausreichend ist. Diese Herangehensweise ermöglicht die Berücksichtigung der unterschiedlichen Materialtemperaturen in Dickenrichtung. Aus den Temperaturen resultieren abweichende Eigenschaften der Materialschichten, welche prozessbedingt dennoch als Gesamtes verstreckt werden. Ferner ermöglicht die CFD-Analyse somit die Betrachtung der Temperaturgeschichte eines jeden Elements ausgehend vom Werkzeug bis zur Frostlinie. Diese Betrachtung der Wärmetransportvorgänge befähigt zu einer verbesserten Berechnung der für die Konturbestimmung verwen-

deten Spannungen, welche durch das temperaturabhängige rheologische Ersatzmodell berechnet werden (vgl. Kapitel 5.3.2).

Die Berechnung des turbulenten Wandstrahls anhand des k - ε -Modells macht darüber hinaus die Verwendung spezieller Ansätze für die wandnahen Bereiche erforderlich. Hierbei erfolgt die Beschreibung der laminaren Unterschicht durch Einsatz des sogenannten Wall-Function-Ansatzes in der Simulation [N.N.09b]. Dieser Ansatz bezieht sich auf die unmittelbar an die Wand angrenzenden Elemente. Diese Elemente haben den Vorteil, dass die großen Geschwindigkeitsgradienten, die in der Strömungsgrenzschicht vorliegen, nicht durch eine entsprechend feine Vernetzung abgebildet werden müssen. Der Ansatz basiert auf der Annäherung der Unterschichten mittels der semi-emprischen Gleichungen 5-34 und 5-35.

$$U^* \equiv \frac{U_P C_\mu^{0,25} k_P^{0,5}}{\tau_w / \rho} \quad \text{Gl. 5-34}$$

$$y^* \equiv \frac{\rho C_\mu^{0,25} k_P^{0,5} y_P}{\mu} \quad \text{Gl. 5-35}$$

Bei der Vernetzung des Modells ist zu beachten, dass durch Verwendung dieses Ansatzes diese Gleichungen nur in definierten Wandabstandsbereichen zulässig sind.

Die laminare Unterschicht ist nur im Bereich von $0 < y^+ < 5$ als solche definiert. Ein Übergangsbereich findet von $5 < y^+ < 60$ statt und der vollturbulente Bereich erstreckt sich ab y^+ Werte größer 60. Diese Konvention muss bei jeder Rechnung eingehalten werden. Aus diesem Grund wird sie während jeder Iterationsrechnungen auf ihre Gültigkeit hin überprüft [N.N.09b].

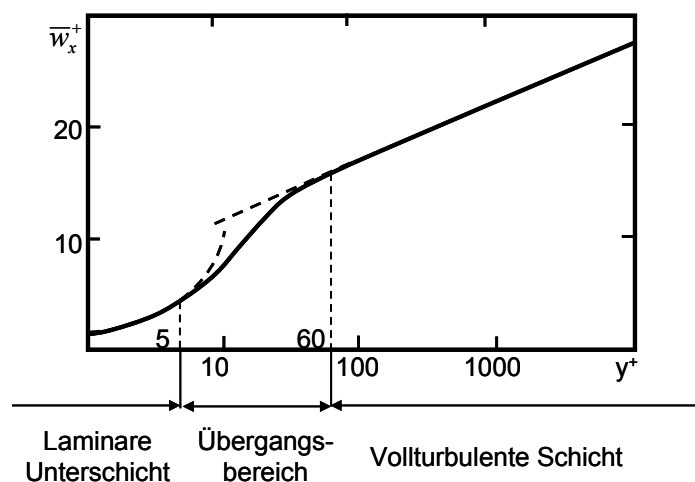


Abbildung 5-16 Universelles Geschwindigkeitsverteilungsgesetz der turbulenten Grenzschicht [N.N.09b]

Der Gültigkeitsbereich ist für den verwendeten Ansatz bis maximal $y^+ > 11,225$ gegeben. Für stationäre Strömungsprobleme sind in guter Näherung y^* -Werte gleichzusetzen mit

den im universellen Wandgesetz benutzten y^+ -Werten. Für Strömungsschichten innerhalb des Gültigkeitsbereichs wird im Wall-Function-Modell der Ansatz zur Bestimmung der viskosen Unterschicht $y^* = U^*$ verwendet [N.N.09b].

Die Auswahl der Elementlänge im Schmelzekanal wird daher im Wesentlichen durch den Wall-Function-Ansatz bzw. den daraus resultierenden Boundary-Layer auf der Folienoberfläche geprägt [N.N.09c]. Die Erstellung dieser direkten Grenzschicht und somit der angrenzenden Zellenreihe orientiert sich in jeder Simulation an den spezifischen y^+ -Werten. Diese Schicht besitzt durchgängig dieselbe Elementhöhe und ist speziell auf die Nutzung der Wall-Elemente angepasst. Um zuverlässig konvergierende Lösungen zu erhalten, wird bei der Elementdimensionierung der Aspekt einer möglichst geringen Netzverzerrung berücksichtigt. Hierzu wird eine minimale zulässige Elementhöhe anhand der Gleichung 5-36 berechnet, um ein zu großes Längen-Breitenverhältnis zu vermeiden.

$$y = \frac{y^+ \cdot \nu}{u_\tau}$$

Gl. 5-36

In Abbildung 5-17 ist die aufgrund der Konvention des Boundary-Layers und der Foliendickenabnahme entstehende Elementverzerrung in der Schmelze aufgeführt.

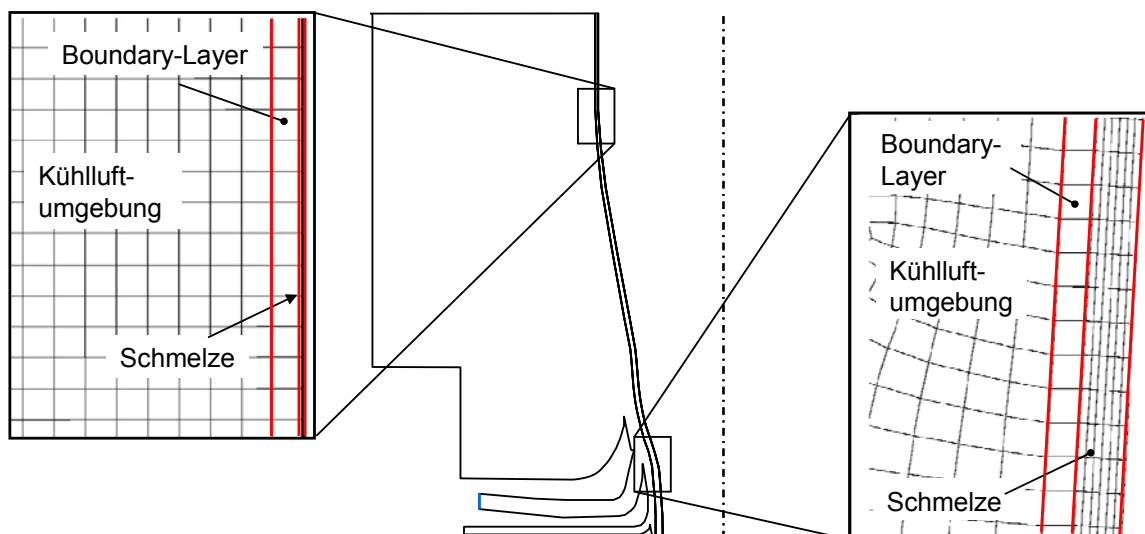


Abbildung 5-17 Resultierender Netzaufbau begründet durch den benötigten Boundary-Layer

Die weitere Auswahl der Randbedingungen und Eingangsparameter bezieht sich auf die real vorherrschenden Bedingungen der Laboranlage, dies sind z. B. Wandrauigkeit, Umgebungstemperatur usw.. Im Anhang ist eine Auflistung der Randbedingungen aufgeführt. Die Definitionen und Auswahl sind im Detail den Arbeiten von [Wol96] und [Spi04] zu entnehmen.

Solvereinstellungen

Fluent stellt eine Vielzahl an Turbulenzmodellen zur Verfügung. Auf Basis des vorliegenden wandgebundenen Freistrahls findet hier das k - ε -Modell Verwendung.

Folgende Solvereinstellungen sind unter Fluent gewählt worden, um die Lösung des Strömungsproblems zu erzeugen.

- Als Lösungsansatz ist der **segregated solver single-precision** gewählt worden. Hierbei erfolgt die Berechnung der Erhaltungsgleichungen getrennt voneinander. Die Lösung erfolgt **pressure based**.
- Unter Verwendung der Rotationssymmetrie wird die Berechnung zweidimensional **achsensymmetrisch** durchgeführt.
- Der Betriebspunkt wird als ein stationäres Strömungsproblem angesehen und dementsprechend in Fluent mit dem Ansatz **steady** beschrieben.
- Berechnung der Flächenintegrale erfolgt für jede Zelle, für die jeweilige Größe **implicit**. Die iterative Lösung der Transportgleichungen erfolgt nach jedem Zeitschritt.
- Simultan werden im Gleichungssystem die Energieerhaltungsgleichungen (**energy**) gelöst.
- Turbulenzentwicklungen werden durch das **RNG- k - ε -Modell** in Verbindung mit dem **wall-function**-Ansatz auf der gemeinsamen Interaktionsoberfläche Luft–Polymerschmelze repräsentiert.
- Für eine hinreichend genau konvergierte Lösung sind **Konvergenzkriterien** von $1 \cdot 10^{-4}$ für die Residuen der Massenerhaltungsgleichung sowie der Gleichungen zur Berechnung der einzelnen Geschwindigkeitskomponenten und der turbulenten Größen k und ε definiert worden.
- Ein **Konvergenzkriterium** von $1 \cdot 10^{-7}$ wurde für die Energieerhaltungsgleichung festgelegt.

Materialdaten

Verwendete Stoffwerte der in der Simulation eingesetzten Fluide - Kunststoffschmelze und Kühlluft - basieren auf Literaturwerten sowie auf Herstellerangaben [Dom08, N.N.97, N.N.07, Spi04].

Die Luftströmung wird als ein kompressibles Gas mit einer temperaturveränderlichen Viskosität und Dichte abgebildet. Die spezifische Wärmekapazität der Luft wurde als konstant angenommen. Dies ist zulässig, da sie sich im untersuchten Temperaturbereich nur geringfügig ändert ($c_p(0^\circ\text{C}) = 1,006 \text{ kJ/kg}$, $c_p(40^\circ\text{C}) = 1,008 \text{ kJ/kg}$).

Die Annahme, die Folienkontur als feste Wand zu modellieren, machte es notwendig, die Viskosität des Kunststoffes zu modifizieren. Dies ist notwendig, um numerische Probleme zu vermeiden. Aus diesem Grund wurde eine Änderung der Viskosität auf den konstanten Wert $\eta = 1 \text{ Pa s}$ vorgenommen. Da die Blockströmung der Schmelze jedoch gänzlich ohne Wandhaftung beschrieben wird, bleiben die Strömungsverhältnisse des Folienschlauchs unbeeinflusst. Somit ändert dies auch nicht die zur Abkühlung entscheidende Luftströmung. Diese kann sich im Hinblick auf die Strömungs- und Wärmetransportvorgänge vollständig ausbilden [Wol95].

Alle weiteren Stoffwerte werden entsprechend der Polymereigenschaften temperaturabhängig durch Polynome beschrieben. Im Anhang (Kapitel 12.1) sind die verwendeten Materialeigenschaften aufgeführt.

Alle Randbedingungen, Materialdaten sowie Solvereinstellungen sind zusammengefasst in einem Skript (Fluent Journal-Dateien) hinterlegt. In dem Berechnungsmodell werden sie im Schritt der Generierung der Berechnungsdomain in Kombination mit den Folienkonturdaten eingelesen. So ist eine Konstanz bei jeder Iterationsrechnung für die Randbedingungen und die Solvereinstellungen sichergestellt.

5.4.3 Postprocessing

Liegt eine konvergente Lösung der Berechnungsmatrix vor, erfolgt die Auswertung der relevanten Ergebnisse in Form von Datenmatrizen. Es werden im Speziellen die Folientemperatur über die Dicke $T(x)$ sowie der Druck $p(x)$ in Ascii-Dateien konvertiert. Der Datensatz für den Druckverlauf wird auf der Folienoberfläche abgegriffen. Die Erfassung der Temperatur erfordert die Betrachtung nicht nur auf der Folienoberfläche sondern in der gesamten Schmelzezone (siehe Abbildung 5-15). Für jede Höhenkoordinate werden somit über die Schmelzedicke sieben Temperaturwerte erzeugt. Um Fehler in der Berechnung in Bezug auf den Wärmeübergang sowie die daraus resultierende Schmelzetemperatur ausschließen zu können, wird ebenfalls der y^+ -Wert entlang der Folienoberfläche ausgewertet. Darüber hinaus wird eine Darstellung aller relevanten Bilder und Diagramme abgespeichert. Dieser Vorgang kann ebenfalls durch Implementierung der Ausgabe mit Hilfe einer Journaldatei in Fluent automatisiert werden. Somit liegen alle notwendigen Eingangsdatensätze für die Weiterverarbeitung durch das Konturberechnungsprogramm Kapitel 5.3 vor. Aus diesen Temperaturverläufen wird durch den arithmetischen Mittelwert eine repräsentative Folientemperatur erzeugt.

6 Experimentelle Prozessanalyse

Zur Verifizierung und zur Kalibrierung des numerischen Modells ist es unerlässlich, dieses mit dem realen Prozess vergleichen zu können. Die detaillierte Analyse des Abkühlvorgangs in der Schlauchbildungszone stellt dabei die Basis dar, um die Strömungs- und Wärmeübertragungsvorgänge transparent zu machen.

Um eine Aussage über die Abbildungsgüte der Simulationsmodelle hinsichtlich auftretender Strömungsphänomene treffen zu können, sind experimentell mehrere Prozesszustände betrachtet worden. Spigatis hat in seiner Arbeit [Spi04] ausführlich den Schlauchbildungsprozess vermessen, um Rückschlüsse auf die Entstehung von Dickenschwankungen in Extrusionsrichtung ziehen zu können. Hierzu ist in Anlehnung an diese Arbeit der Abkühlvorgang in der Schlauchbildungszone messtechnisch erfasst worden.

6.1 Laboranlage

Die experimentelle Prozessanalyse wurde an der Laboranlage des Lehrstuhls für Konstruktion und Kunststoffmaschinen durchgeführt. Generell ist diese Anlage für die Herstellung dreischichtiger Coextrusionsfolien ausgelegt. Da in der modellhaften Beschreibung des Schlauchbildungsprozesses lediglich eine Monofolie berücksichtigt wird, wurde auf der Anlage ausschließlich einschichtige Folie hergestellt. Bei dem Extruder handelt es sich um einen Nutbuchsensextruder mit einem Schneckendurchmesser von 48 mm und einer Länge von 24 D. Das Werkzeug ist als konzentrischer Einschicht-Wendelverteiler ausgeführt mit einem Düsendurchmesser von 100 mm bei einem Austrittsspalt von 1 mm.

Der Kühlring basiert auf einem Einfachlippen-System mit einer Erweiterung zur sektoriellen Kühlung der Schmelze. Der Folienschlauch wird ausschließlich von außen gekühlt, da die Laboranlage bei einem Werkzeugdurchmesser von 100 mm kein Innenkühlsystem zulässt. Gespeist wird das Kühlsystem durch zwei separate Gebläse. Das Gebläse zur Kühlung der Folie realisiert einen maximalen Volumenstrom von 1.000 m³/h. Des Weiteren steht ein Kühlgerät zur Verfügung, um die angesaugte Umgebungsluft auf einen konstanten Wert zu temperieren und zu kühlen. Innerhalb der Versuchsreihen ist eine Variation der Kühlluftführungsgeometrien in Anlehnung an die experimentellen Analysen von Peters [PR05] vorgenommen worden.

Die Automatisierung des konstanten Prozesszustands wird durch eine dem Stand der Technik entsprechende Anlagensteuerung sichergestellt. In diesem Rahmen erfolgt die automatisierte Regelung des Massendurchsatzes, der Breitenregelung sowie der Abzugsgeschwindigkeit und somit der erzielten Foliendicke. Mit Hilfe eines kapazitiven Messsystems wird reversierend die Foliendicke über den Umfang abgegriffen.

6.1.1 Kühlluftführungssystem

In einem vorangegangenen DFG-Forschungsprojekt wurden in Zusammenarbeit mit der Ruhr-Universität Bochum die Ursachen für die Instabilitäten der Kühlluftströmung untersucht. Als Ergebnis konnte die bisherige Kühlluftführung, d. h. die Düsengeometrie, als Hauptstörfaktor identifiziert werden. In Anlehnung an die Untersuchungen von Peters und Ruppelt [PR06] ist eine neue optimierte Düsengeometrie konstruiert worden, welche die vormals bestehende Problematik berücksichtigt. In Abbildung 6-1 ist die optimierte Kühlluftführungsgeometrie dargestellt, welche im Folgenden mit K2 bezeichnet wird.

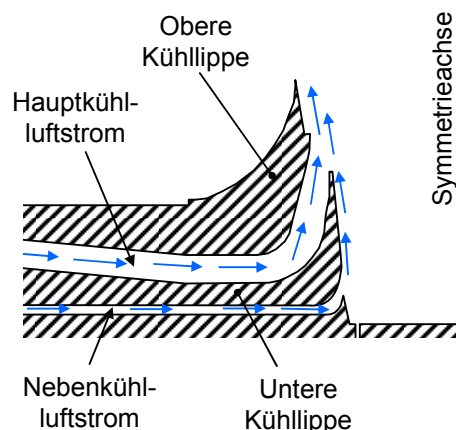


Abbildung 6-1 Schematische Darstellung der optimierten Kühlluftführung (K2)

Es gelingt oberhalb des Düsenaustritts eine stabile Kühlluftströmung, ohne Störungen der thermischen Grenzschicht zu erzeugen. Darüber hinaus wird ein definiertes Anlegen des Freistrahls an die Folie realisiert sowie ein Ansaugen der Folie an der oberen Kühlluftführungslippe in einem weiten Prozessfenster bezogen auf das hier verarbeitete Polymer.

Für die Entwicklung des Prozessmodells wird im Weiteren das beschriebene Kühlluftführungssystem K2 verwendet. Dies gilt sowohl für die Erstellung des CFD-Berechnungsgebiets als auch für die experimentellen Untersuchungen. Mit diesem Lippensystem lässt sich neben den normalen Abkühlbedingungen auch das Ansaugen der Folien, bedingt durch den Venturi-Effekt an der oberen Kühlringlippe, abbilden. Hierdurch soll der Einfluss der Kühlluftführung auf die Foliengeometrie und die einhergehende Intensivierung des Abkühlvorgangs in Betracht gezogen werden.

6.2 Versuchsmaterial

In den durchgeführten Untersuchungen wurde ausschließlich Polyethylen niedriger Dichte (PE-LD) Stamylan 2100 TN 00 der Fa. Sabic (Düsseldorf) verwendet [N.N.07]. Verarbeitet wurde das unbehandelte Polymer ohne Additive wie Slip oder Anti-Block Mittel. Zur Messung der Folienkontur sowie für die Thermografieaufnahmen ist darüber hinaus eine Einfärbung des Materials mit Rußpartikeln vorgenommen worden. Hierzu wurde ein schwarzes Masterbatch Polybac 1805 der Fa. Schulmann (Kerpen) in einem Verhältnis von 2,5

Prozent konstant allen Versuchen zugemischt. Die Pigmente sind rußbasiert. Durch ihre Zugabe verändert sich in geringem Maße das Kristallisationsverhalten des Polymers jedoch nicht die rheologischen Eigenschaften. Da weder das Kristallisationsverhalten betrachtet noch eine Vorhersage über Folieneigenschaften getroffen werden soll, wird der Einfluss des Masterbatches vernachlässigt.

In der vorliegenden Arbeit wird davon ausgegangen, dass die rheologischen Größen in diesem Prozessmodell als Parameter Verwendung finden. Aus diesem Grund konnte auf eine umfangreiche Untersuchung des Materials verzichtet werden. Werte für die Wärmekapazität sowie die Wärmeleitfähigkeit sind der Arbeit von Spigatis [Spi04] entnommen und im Anhang 2 aufgeführt.

6.3 Erfassung der Prozessgrößen in der Schlauchbildungszone

Der gesamte Prozess in der Schlauchbildungszone ist temperaturdominiert. Aus diesem Grund orientiert sich die messtechnische Erfassung des Abkühlvorganges an den Einflussgrößen, die maßgeblich für die konvektive Wärmeabfuhr verantwortlich sind. Aufgenommen wurden während der Messreihen der Kühlluftvolumenstrom, die Folientemperatur sowie zur Analyse der Prozessstabilität die Folienbewegung und das Foliendickenprofil des Endproduktes in Umfangsrichtung.

In Kombination mit den Materialparametern vereinigt das Erscheinungsbild der Folien alle prozessdominierenden Größen in sich, da es den statischen Gleichgewichtszustand repräsentiert. Im Hinblick auf die Interpretation der Simulationsergebnisse nimmt aus diesem Grund die Geometrie der Blase, d. h. Folienkontur, eine zentrale Rolle ein. Im Folgenden sind die verwendeten Messsysteme sowie die wichtigsten Ergebnisse dieser Untersuchung aufgeführt. Für die Untersuchung der Prozessparameter in der Schlauchbildungszone wurden weitestgehend berührungslos arbeitende Messsysteme eingesetzt. Hierdurch wurde vermieden, dass zum einen der plastisch verformbare Schlauch unter dem Einfluss berührender Messsysteme beeinträchtigt und zum anderen die Kühlluftströmung nicht stärker als nötig beeinflusst wird. In Abbildung 6-2 ist die Messdatenerfassung in einem Prinzipbild dargestellt.

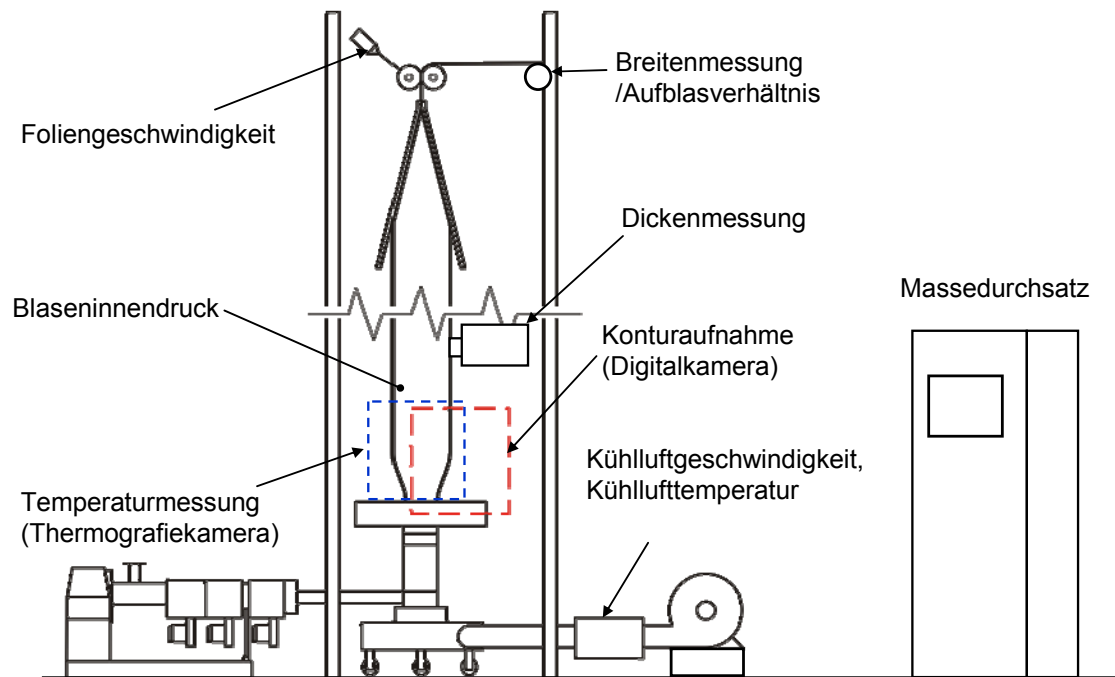


Abbildung 6-2 Schematische Darstellung der Messdatenerfassung an der Laboranlage

Laser-Doppler-Instrument

Zur Erfassung der Abzugs- und somit der Foliengeschwindigkeit wurde ein Laser-Doppler-Instrument (LDI) verwendet. Das LDI arbeitet nach dem Differenzdopplerverfahren. Zur Messung der Geschwindigkeit wurde das LDI ortsfest eingerichtet. Es misst konstant die Foliengeschwindigkeit an den Abzugswalzen und dient somit als Referenz gegenüber der an der Steuerung eingestellten Abzugsgeschwindigkeit. Während der Messungen eines Prozesszustands wird die Geschwindigkeit online erfasst, um Abweichungen zu detektieren. Eine weitestgehend konstante Folienabzugsgeschwindigkeit ist von Bedeutung, da sie direkt einhergeht mit der Abzugskraft und somit mit dem Verstreckergebnis, welches die Foliendicke erfährt. Abbildung 6-3 zeigt repräsentative Foliengeschwindigkeitsprofile bezogen auf einen Datenerfassungszeitraum.

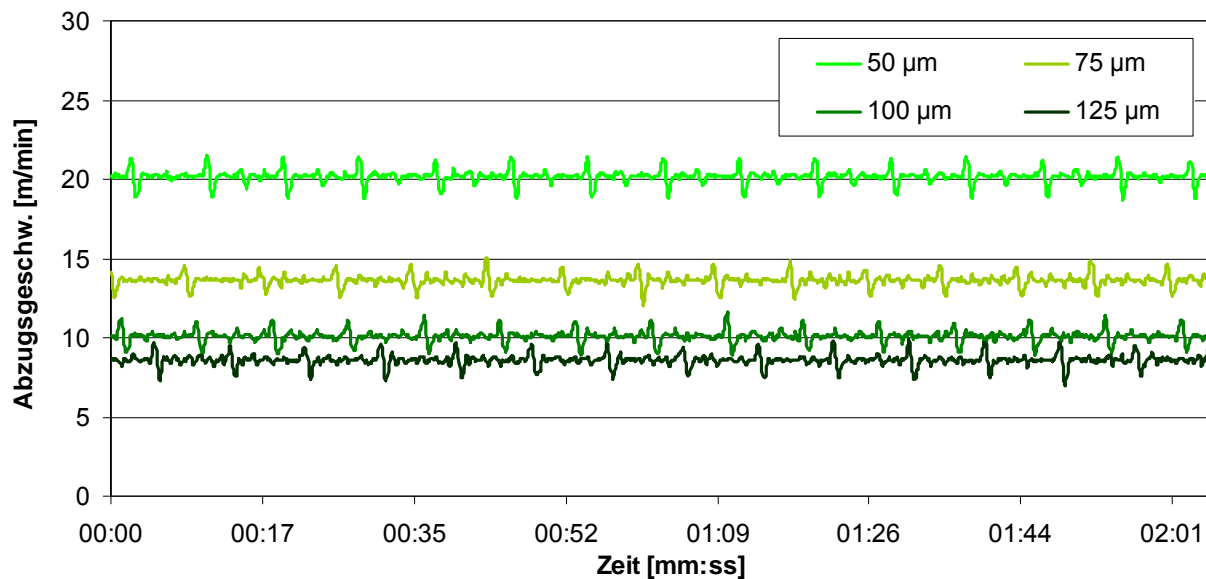


Abbildung 6-3 Exemplarische Darstellung der experimentell ermittelten Abzugsgeschwindigkeit für ein Aufblasverhältnis von zwei bei variierender Foliendicke

Deutlich zu erkennen ist, dass die Foliengeschwindigkeit als stabil angesehen werden kann. Die periodischen Schwankungen in den Geschwindigkeitsverläufen begründen sich durch die Einflussnahme des nicht exakt rund laufenden Wickelantriebs auf die Abzugsgeschwindigkeit. Ein Einfluss auf das Erscheinungsbild der Folienblase ist auszuschließen, da die Störungen nur kurzzeitig auftreten. Zur Folienkonturermittlung werden darüber hinaus in diesem Zeitraum mehrere Konturen abgegriffen und daraus eine mittlere Folienkontur generiert, wie es im Weiteren aufgeführt ist. Der Einfluss einer möglichen Schwankung auf die Qualität des gesamten Erscheinungsbilds wird so minimiert.

Thermografie

Zur Echtzeitauswertung der Folientemperatur sowie zur Kontrolle der Folienbewegung wurde eine Infrarot-Thermografie-Kamera eingesetzt. Die Ausrichtung erfolgt einmalig und in der Form, dass die Winkerverzerrung möglichst gering gehalten wird.

Die Erfassung der Folientemperatur online dient in erster Linie der Bewertung eines stabilen Prozesszustands sowie der Überwachung der Frostlinienhöhe. Dies wurde mit Hilfe der Bildanalyse ermittelt. Für die angefahrenen Versuchspunkte wurde in Analogie zu realen Produktionsbedingungen stets der maximale Kühlluftvolumenstrom angestrebt. Gekennzeichnet ist dies dadurch, dass die Blase keine Instabilitäten zeigt und der Venturi-Effekt in der Kühlluftführung aufrecht erhalten bleibt. Die live Videoauswertung lässt somit direkt eine Aussage über die Intensität der Folienbewegung in Abhängigkeit der Extrusionshöhe zu und dient zur Detektierung der Stabilisierungseffekte in den Kühlluftführungen.

Über das Einführen von Höhenlinien im Thermografiebild der Auswertesoftware lässt sich die Blasenbewegung gegenüber dem kalten nicht strahlenden Hintergrund erfassen.

Abbildung 6-4 zeigt exemplarisch die Temperaturverläufe der Höhenlinien über einen Zeitraum von 10 Sekunden als Summenprofil.

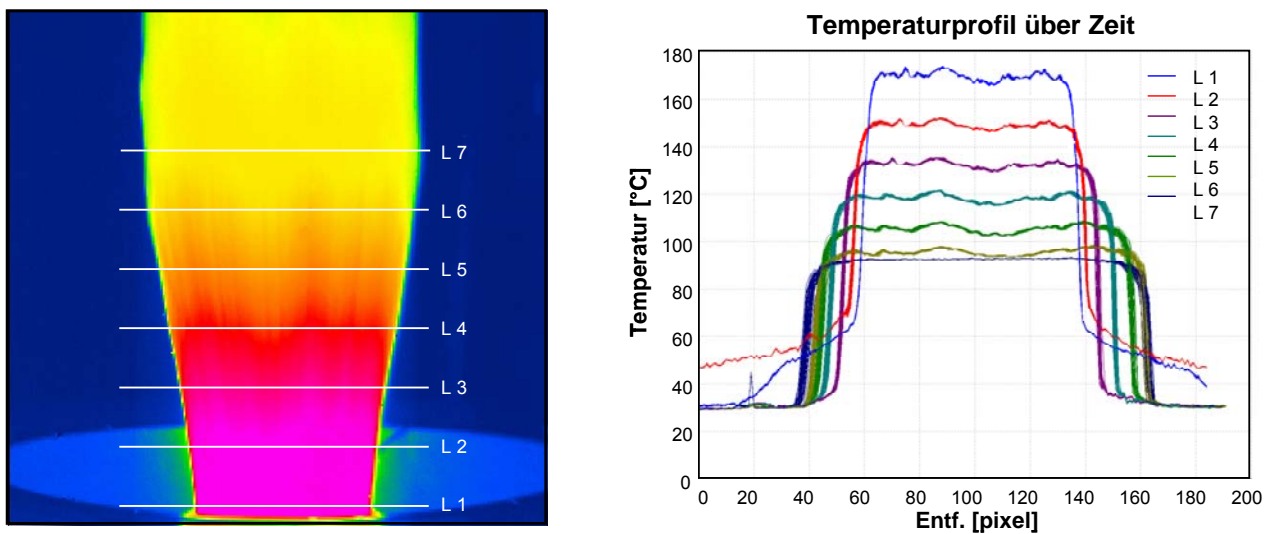


Abbildung 6-4 Thermografiebild mit eingefügten Messlinien sowie anhand des Temperatursummenprofils detektierbare Blasenbewegung

Anhand des Grenzbereichs zwischen heißer Folie und kalter Umgebung kann über den Zeitraum qualitativ die Blasenbewegung betrachtet werden. Deutlich ist die Zunahme der Folienbewegung in Extrusionsrichtung sichtbar. Ferner ist die stabilisierende Wirkung des Venturi-Effekts in der Kühlluftführung zu erkennen, da der Folienschlauch ohne jegliche Schwankung austritt [Hen07].

Des Weiteren wird während der jeweiligen Versuche eine Serie von 100 Einzelbildern mit einer Frequenz von 100 Hz aufgenommen und offline ausgewertet. Die Kamera verfügt über eine Auflösung von 480 x 360 Pixel. Über eine Offline-Zwei-Punkt-Kalibrierung lassen sich die Bilder auf wahre Längen überführen. Hierdurch werden Schlüsse hinsichtlich der Güte der Simulationsergebnisse im Vergleich zu den so ermittelten Temperaturverläufen möglich.

Prozessparametererfassung

Der Massedurchsatz sowie das Aufblasverhältnis sind durch die Anlagensteuerung geregelt. Während der jeweiligen Versuchsreihe wurde der Massedurchsatz konstant gehalten. Zur Verifizierung der durchgesetzten Polymermasse sind während der Versuche Proben entnommen und Vergleichsmessungen durchgeführt worden. Offline ist über den Zeitraum der Versuchsdauer das Gewicht der produzierten Folienbahnen gravimetrisch bestimmt worden. Gegenüber dem Sollwert wurde eine maximale Abweichung kleiner 0,81 % festgestellt, so dass ein konstanter Massedurchsatz vorausgesetzt werden kann [Jan08].

Des Weiteren wurde das Aufblasverhältnis über die Anlagensteuerung geregelt. Die Messung des Aufblasverhältnisses erfolgt anhand der doppeltflachgelegten Folien mit Hilfe einer Breitenmessung. Die Regelung ist nur solange zugelassen worden, bis sich ein

konstanter, stabiler Zustand der Folienblase eingestellt hat. Zur messtechnischen Erfassung wird die Regelung unterbunden, um eine Verfälschung der Messungen durch ein eventuelles Nachregeln zu vermeiden. Somit kann in den Zeitfenstern der Messungen von einem konstanten inneren Luftdruck, Luftvolumen und somit von einem konstanten ABV ausgegangen werden [Jan08].

Kühlluftvolumenstrommessung

Die Erfassung des durchgesetzten Kühlluftvolumenstroms erfolgt mit Hilfe eines Anemometers. Zur Ermittlung der Luftgeschwindigkeit ist dieser Flügelradsensor in eine Messstrecke implementiert worden. Um eine korrekte Ermittlung der Luftgeschwindigkeit und somit des Luftvolumenstroms zu ermöglichen, beinhaltet die Messstrecke ein Messrohrrohr, in welchem sich ein ausgebildetes Strömungsprofil entwickeln kann. Aus der vorherrschenden Luftgeschwindigkeit und den geometrischen Abmaßen des Rohres sowie den thermodynamischen Randbedingungen resultiert der durchgesetzte Volumenstrom.

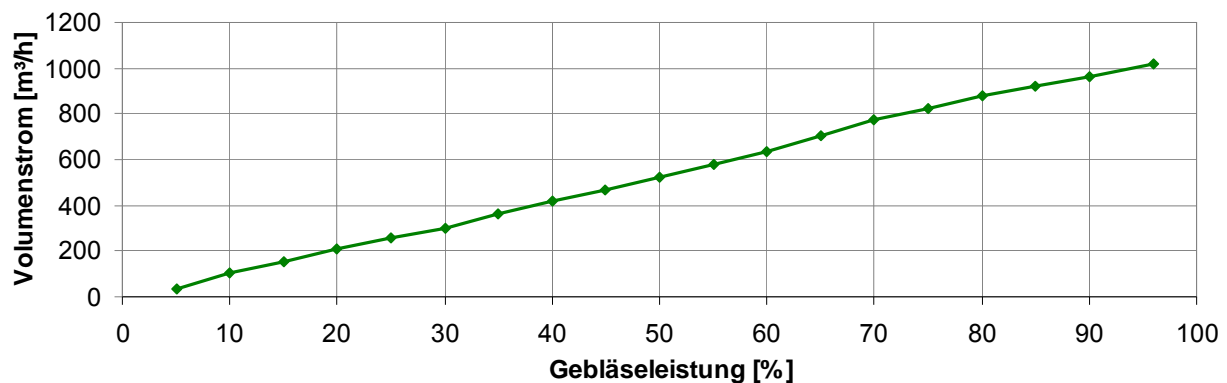


Abbildung 6-5 Experimentell ermittelter Volumenstrom des Kühlluftgebläses

Blaseninnendruckmessung

Zur Bestimmung des Blaseninnendrucks fand ein induktiver Differenzialdrucksensor Verwendung. Die Messung erfolgte über die Lufteinspeisung zur Regelung des Aufblasverhältnisses. Dieses Verfahren erlaubt eine direkte Messung des Drucks im Inneren der quasistatischen Blase. Das Messintervall des Sensors umfasst Drücke von $\pm 0 - 1000$ Pa mit einer Linearität von ± 1 % des Eichwertes [URL10b]. Abbildung 6-6 zeigt exemplarisch den detektierten Blaseninnendruckverlauf während der Versuchsdurchführung des ABV 2. Generell kann von einem nahezu statischen Innendruck ausgegangen werden.

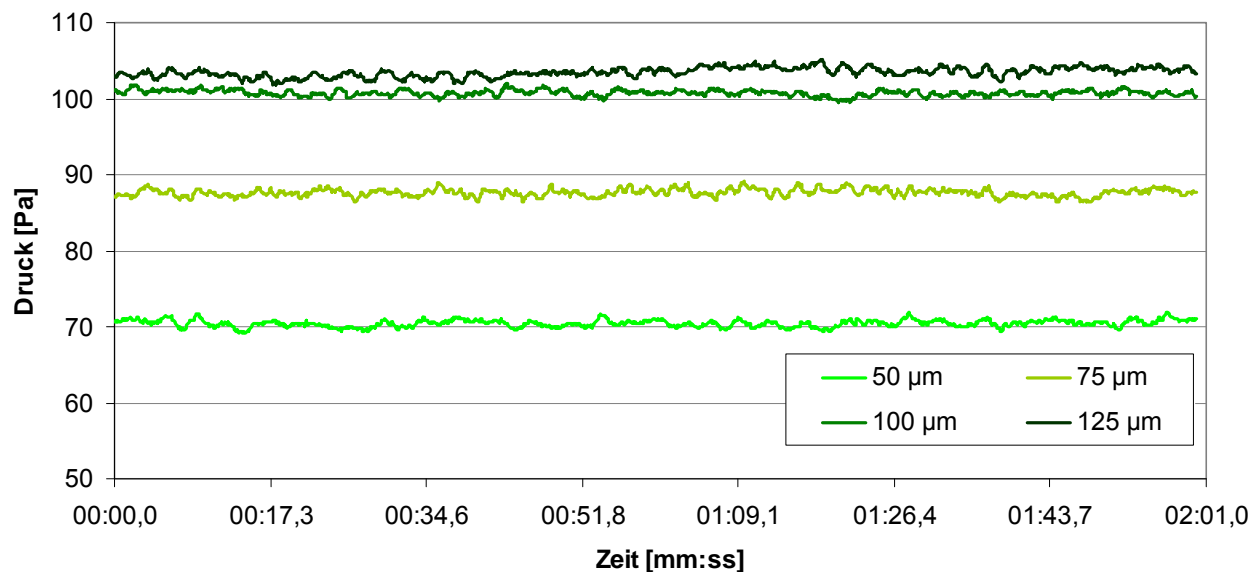


Abbildung 6-6 Exemplarische Darstellung des experimentell ermittelten Blaseninnendruckes für ein Aufblasverhältnis von zwei bei variierender Foliendicke

Blasenkonturerfassung

Da der Konturverlauf die Resultierende aller auf den Folienschlauches einwirkenden Randbedingungen darstellt, ist die korrekte Erfassung der Kontur besonders wichtig.

Die Blasengeometrie wird mit Hilfe eines berührungslosen Messverfahrens aufgezeichnet. In der Literatur werden unterschiedliche Methoden zur Erfassung der Folienkontur beschrieben. Eine Übersicht der einzelnen Verfahren findet sich in der Arbeit von Gerhartz [Ge01]. Das hier verwendete Verfahren mittels fotografischer Bilderfassung stützt sich auf diese Untersuchungen. Von großem Vorteil ist, dass es ein leicht handhabbares und dazu portables System darstellt. Dies ist vor allem vor dem Hintergrund wichtig, dass die Möglichkeit gegeben sein soll, dieses Verfahren im Weiteren auf variierenden Anlagen einzusetzen.

Mit Hilfe einer Digitalkamera wurde die Schlauchbildungszone erfasst. Eine ortsfeste Montage stellt sicher, dass über die gesamte Dauer der Versuchsreihen derselbe räumlich fixierte Bereich aufgenommen wird. Die Ausrichtung und Justierung der Kamera erfolgt einmalig. Justiert werden dabei die Höhe der Kamera sowie die Neigung in horizontaler und vertikaler Richtung.

Zur Auswertung der Bilder werden zwei Skalen im Bild mit aufgenommen. Sie befinden sich orthogonal zur Bildebene, in der die Kontur ermittelt wird. Offline erfolgt die Kalibrierung der Bilder von Pixel auf wahre Längeneinheiten.

Hinsichtlich der Genauigkeit der Kamera in Verbindung mit der Bearbeitungssoftware wurde eine Überprüfung der Abweichungen gegenüber einer gegebenen dreidimensionalen Geometrie vorgenommen. Die Qualität der Messergebnisse konnte anhand eines

Messzylinders mit einem Radius 76,5 mm auf einer Länge von 700 mm nachgewiesen werden (Abbildung 6-7).

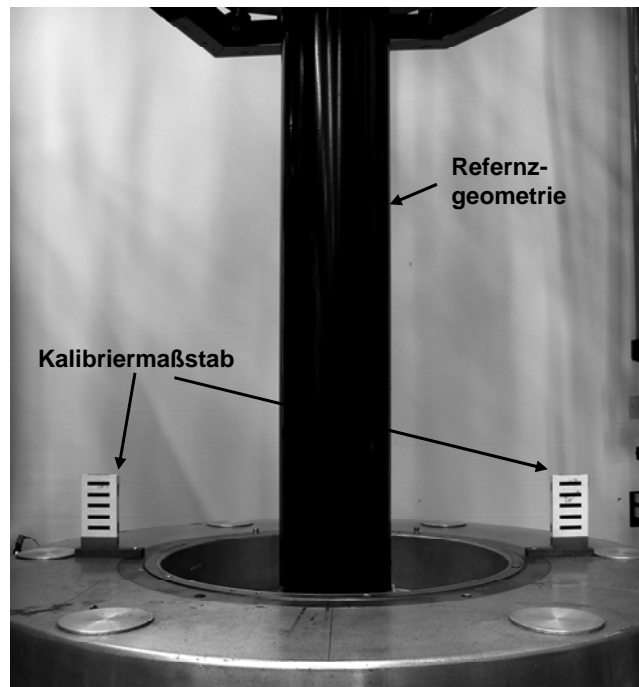


Abbildung 6-7 Aufnahme der verwendeten Referenzgeometrie zur Verifizierung der Messgenauigkeit

Die Auswertung der Messdaten (Abbildung 6-8) zeigt eine mittlere prozentuale Abweichung von 0,324 mm über den gesamten Bilderfassungsbereich. Im Bereich bis zur erwarteten Frostlinienhöhe liegt der Fehler gegenüber dem Mittelwert bei 0,35 %. Bedingt durch den Paralaxenfehler steigt an den Randbereichen der Bilderfassung die Abweichung vom Mittelwert auf einen Fehler von 0,426 %. Dies entspricht einer Abweichung von maximal 2,38 mm gegenüber dem realen Durchmesser von 153 mm. Darüber hinaus treten Ungenauigkeiten bei der Bildverarbeitung durch den Hintergrundwechsel auf Höhe der Kühlluftführung sowie beim Übergang des Kühlrings auf. Die größte Abweichung der Auswertung liegt bei $\pm 1,65$ mm, was eine Ungenauigkeit von 1,023 % entspricht. Somit kann festgehalten werden, dass dieses Verfahren die Folienkontur mit einer hinreichenden Genauigkeit im gesamten Aufnahmebereich erfasst.

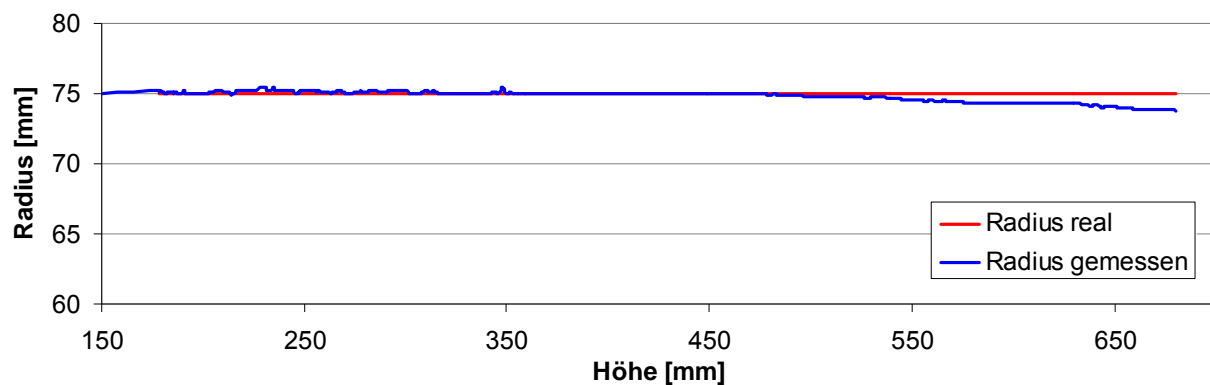


Abbildung 6-8 Erfasster Radius der Referenzgeometrie im Vergleich mit dem realen Sollwert

Konturdatenaufbereitung (Edgetracking)

Die Auswertung der Aufnahmen erfolgt mittels einer Bildanalysesoftware (SigmaScan Pro der Fa. Systat Software, Inc. (USA)). Zur besseren Detektierung des Konturverlaufs werden die Digitalfotos in Graustufenbilder konvertiert und der Kontrast erhöht. Je Prozesszustand wird ein Satz von mehreren Bildern aufgenommen. Die eigentliche Konturerfassung (Edgetracking) erfolgt mit Hilfe des Bildverarbeitungsprogramms anhand eines Graustufenabgleichs.

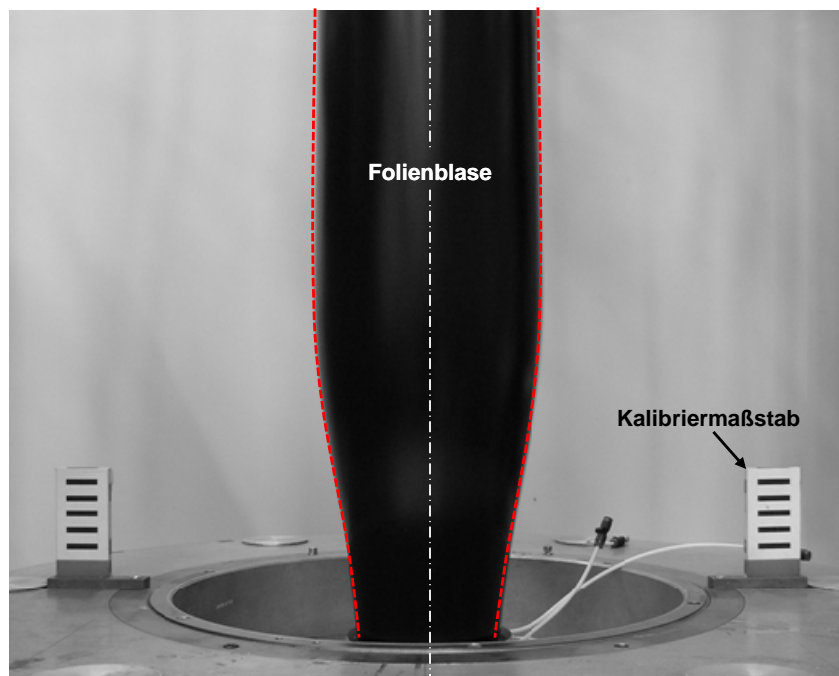


Abbildung 6-9 Erfasste Schlauchbildungszone mit exemplarischer Darstellung des Edgetrackings

Innerhalb eines Makros werden die signifikanten Farbtiefenänderungen erfasst und der Schwellwert detektiert. Für den Export der Koordinaten der Punkte werden hierfür die Pixelwerte anhand der Skalen in wahre Längen und Höhen überführt.

Generell wird eine Erfassung der linken und der rechten Blasenkontur über eine Edgetracking-Funktion durchgeführt. Anschließend werden anhand eines Makros diese Konturdaten auf eine repräsentative Kontur reduziert, die das Summenprofil der Datenwerte darstellt.

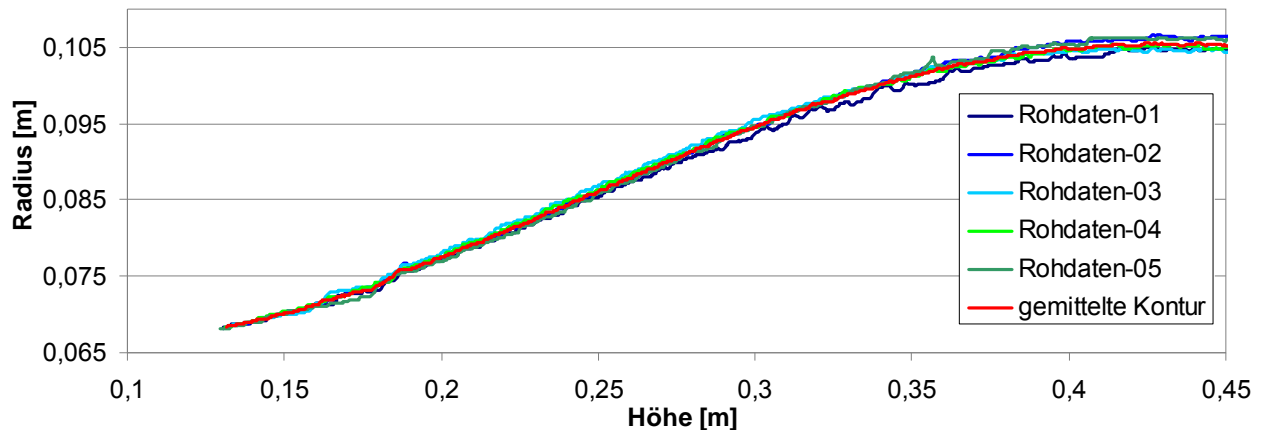


Abbildung 6-10 Exemplarische Darstellung der gemessenen Konturdatensätze repräsentiert durch eine gemittelte Kontur bei einem ABV von 2 und einer Folienenddicke von 100 μm

Um die wahren Höhenkoordinaten des Folienschlauches zu ermitteln, wird das Koordinatensystem des Bildes auf das der Laboranlage transformiert. Hierbei liegt der Nullpunkt exakt im Werkzeugmittelpunkt in Höhe des Schmelzeaustritts.

Bedingt durch die erforderliche Kameraposition kann nicht die vollständige Schlauchbildungszone erfasst werden. Der Blasenbereich direkt nach Düsenaustritt ist durch den Kühlring und die Kühltluftführungen verdeckt. Insbesondere dieser wichtige Bereich kann nicht mehr mit dem Edgetracking-Verfahren detektiert werden. Zur Beschreibung dieses Kurvenverlaufs wurde, von der durch die Bilderfassung bekannten Kontur ausgehend, eine Extrapolation des Folienvverlaufs vorgenommen. Hierdurch wird die Kontur bis zum Werkzeugaustritt erweitert. Bekannt sind für die Zustände die Austrittspaltweite aus der oberen Luftführung sowie die Steigung des sich anschließenden, gemessenen Konturverlaufs. Darüber hinaus wird angenommen, dass die Schmelze senkrecht aus dem Werkzeug mit einer Steigung von $f'(x_0)=0$ austritt.

Zur Extrapolation finden Bézierkurven Verwendung. Bézierkurven lassen sich parametrisch modellieren und können durch Abstandsänderung ihrer Punkte effektiv skaliert werden, ohne ihre Form zu beeinflussen. Für die hier erforderliche Modellierung von Verläufen eignen sie sich im Besonderen. Grund hierfür ist, dass sie eine Reihe zweckmäßiger Eigenschaften aufweisen:

- Steigungen können am Ein- und Ausgang fest definiert werden.
- Die Kurve liegt innerhalb der konvexen Hülle der Punkte.
- Die Kurve verläuft, im Gegensatz zu einem Polynom, genau durch Anfangs- und Endpunkt.

- Bézierkurven können differenziert und integriert werden (es handelt sich um stetige Funktionen).
- Eine Bézierkurve kann in zwei aneinander gesetzte Bézierkurven zerteilt werden.

Abbildung 6-11 zeigt einen repräsentativ, gemessenen Konturverlauf mit dem extrapolierten Anfangsbereich sowie einer schematischen Darstellung des Kühlluftführungssystems.

Mit Hilfe dieses Extrapolationsalgorithmus sind alle vermessenen Konturverläufe auf den Werkzeugaustritt erweitert worden. Aufgeführt und näher beschrieben sind die verwendeten Blasenkonturen in den jeweiligen Kapiteln Verifizierung (Kapitel 7.1), Kalibrierung (Kapitel 8.1) und Validierung des Modells (Kapitel 9).

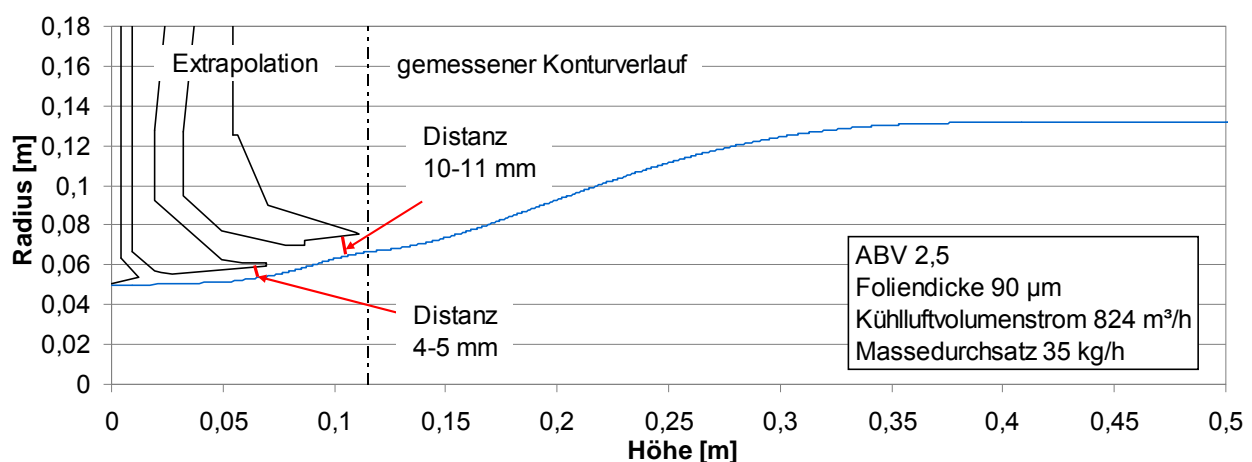


Abbildung 6-11 Exemplarische Darstellung eines extrapolierten Folienkonturverlaufs (anhand eines ABVs von 2,5 bei einer Foliendicke von 90 µm bei einem Massedurchsatz von 35 kg/h)

Für Prozesszustände, die bei maximalem Kühlluftvolumenstrom gefahren wurden, ist jeweils der Zustand erzwungen worden, bei dem der Venturi-Effekt noch stabil auftritt. Die Versuchsdurchführungen zeigen, dass bei dieser Verfahrensweise im unteren Bereich der Unterkühlluftlippe immer ein Abstand von 4-5 mm ermittelt wird. Die gemessene Distanz zu der oberen Kühlluftführung beträgt minimal 10-11 mm orthogonal zur Kühlluftlippe. In Abbildung 6-11 sind die beiden Messstellen exemplarisch eingezeichnet. Da die Ausbildung aller in dieser Arbeit aufgenommenen Folienkonturen, aufgrund des vorherrschenden Venturi-Effekts, einen vergleichbaren Verlauf annimmt, weichen die Extrapolationen der Konturen nur geringfügig voneinander ab. Dies ist einerseits durch das geometrisch nicht veränderbare Kühlluftlippensystem zu erklären sowie durch das Einstellen des vergleichbaren noch stabilen Grenzzustands begründet.

Im Weiteren erfolgt die Bezeichnung der gemessenen Zustände anhand der Prozessparameter. Der Massedurchsatz ist während der gesamten Versuchsreihen konstant gehalten worden und wird daher nicht zusätzlich aufgeführt. Zur Bezeichnung finden nur die direkt einstellbaren Prozessparameter Verwendung. Resultierende Parameter, wie z. B. die

Frostlinienhöhe oder der Blaseninnendruck, fließen in die Benennung nicht mit ein. Exemplarisch ist dies in Abbildung 6-12 dargestellt.

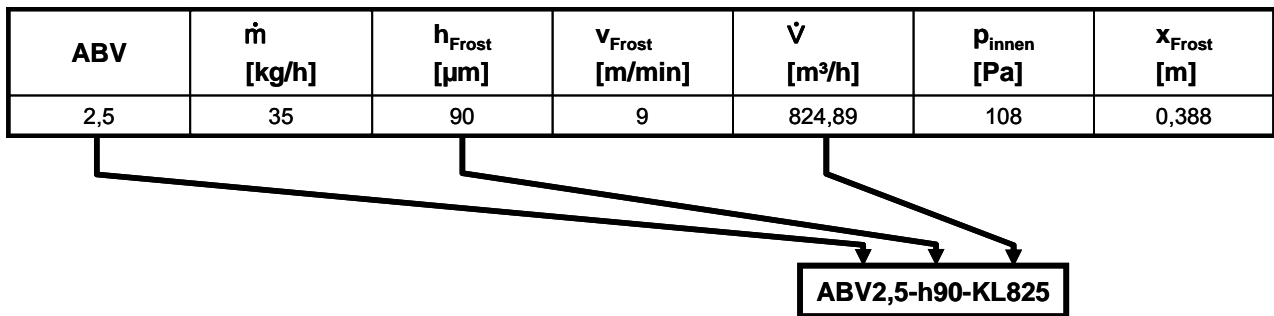


Abbildung 6-12 Bezeichnung der Prozesszustände exemplarisch aufgeführt an dem Zustand AVB2,5-h90-KL825

7 Verifizierung des Modells

Für die Modellbildung muss generell gelten, dass die Verhaltens- und Reaktionsstrukturen von Realität und Modell übereinstimmen. Das Modell muss in gleicher Weise auf Variationen von Parametern reagieren, wie es in der Realität zu beobachten ist. Das bedeutet, dass die Ergebnisse eines Versuchs plausibel abbildbar sein müssen. Im Rahmen der Verifizierung ist nachzuweisen, dass das hier erstellte Prozessmodell unterschiedliche Folienkonturen nachbilden kann. Hierzu wird ein Vergleich auf Basis gemessener bzw. bekannter Konturen durchgeführt, wie es bereits in der Vergangenheit angestrebt wurde (vgl. Kapitel 4.5.1). Im Gegensatz zum bekannten Vorgehen werden jedoch hier bereits die rheologischen Materialparameter als variabel bzw. kalibrierbar angesehen. Darüber hinaus findet der sich einstellende Gleichgewichtszustand eines jeden Prozesszustands Berücksichtigung (vgl. Kapitel 7.3.1).

7.1 Experimentelle Datenerfassung zur Verifizierung

Für das hier entwickelte Prozessmodell wird der Nachweis des Abbildungsvermögens, d. h. die Verifizierung anhand zweier experimentell ermittelter Zustände durchgeführt. Diese Referenzzustände sind so gewählt worden, dass alle wichtigen, auf die Ausbildung der Folien einwirkenden Phänomene, Berücksichtigung finden. Diese lassen sich im Wesentlichen durch den Einfluss des Kuhlluftsystems auf die Folienkontur abbilden. Gezielt wird das Auftreten des Venturi-Effekts und der damit verbesserte Wärmeübergang herbeigeführt. Erreicht wird dies lediglich durch eine Variation des Kuhlluftvolumenstroms. Alle weiteren Prozessparameter beider Zustände sind vollkommen identisch. In Tabelle 7-1 sind die Prozessparameter beider Zustände aufgeführt.

Tabelle 7-1 Prozessparameter der Verifizierungszustände

ABV	\dot{m} [kg/h]	h_{Frost} [μm]	v_{Frost} [m/min]	\dot{V} [m³/h]	p_{innen} [Pa]	x_{Frost} [m]
2	35	100	10	600,92	98	0,532
2	35	100	10	803,05	98	0,415

Abbildung 7-1 zeigt zur Verdeutlichung schematisch das Lippensystem in Kombination mit den gemessenen Konturen beider Prozesszustände bestimmt durch die Kuhlluftvolumenströme 600 m³/h und 800 m³/h.

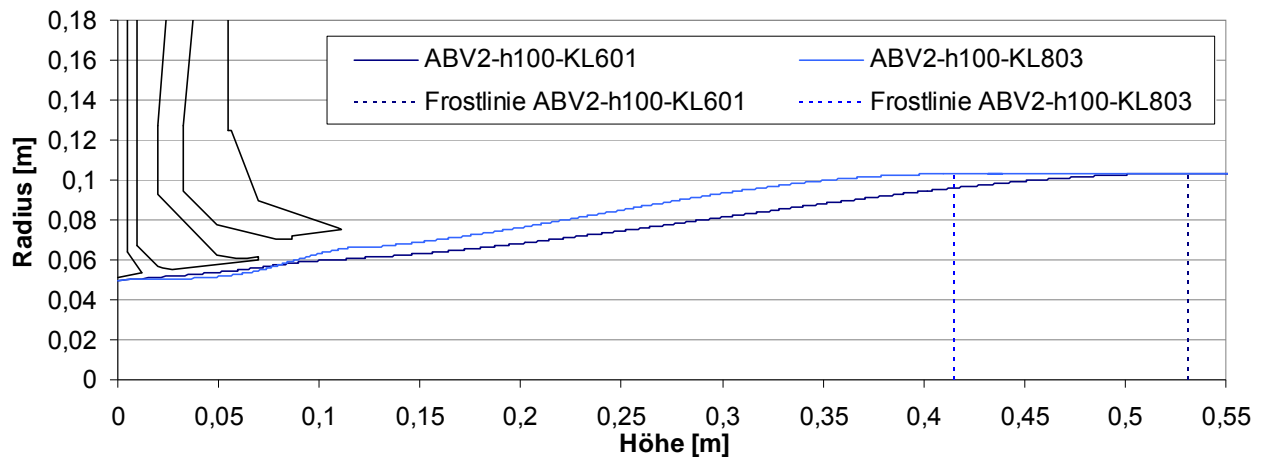


Abbildung 7-1 Experimentell ermittelte Konturen für die Verifizierung des Prozessmodells

Deutlich zu erkennen ist, dass bei dem höheren Kühlluftvolumenstrom ein Venturi-Effekt erzeugt werden kann. Im Bereich der Kühlluftführung führt dieser zu einem Ansaugen der Folie. Hierdurch verringert sich der Luftaustrittspalt zwischen Kühlluftführung und Folienkontur, wodurch in diesem Bereich die Luftgeschwindigkeit erhöht wird. Zusammen mit dieser lokalen Beschleunigung der Luft findet ein verbesserter Wärmeübergang in diesem Schlauchbildungsbereich statt. Dies ist deutlich in der Abbildung 7-2 der Temperaturverläufe zu erkennen. Im Folgenden sind die Druck- und Temperaturverläufe aufgeführt, welche aus den CFD-Simulationen resultieren.

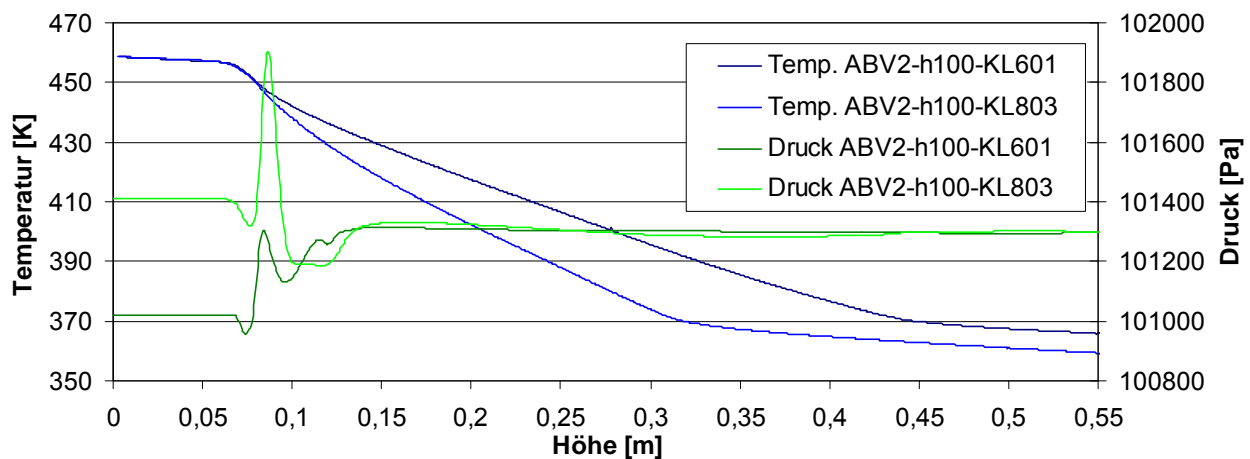


Abbildung 7-2 Temperatur- und Druckverläufe für die experimentell ermittelten Konturen

Hierbei ist der Unterschied in beiden Druckverläufen besonders innerhalb der Kühlluftführung deutlich zu erkennen. Bedingt durch den Venturi-Effekt tritt bei dem höheren Kühlluftvolumenstrom ein Unterdruck innerhalb des Kühlrings auf. Bei dem geringeren Kühlluftvolumenstrom wird kein Unterdruck an der Führung erzeugt somit herrscht im gesamten Führungssystem ein Überdruck vor. Hierdurch werden maßgeblich die Verläufe der Konturen beeinflusst. Dies Beeinträchtigung gilt es, realitätsgetreu durch die Konturberechnung abzubilden.

7.2 Aufbau des Simulationsmodells zur Verifizierung

Die Verifizierung anhand der gemessenen Referenzzustände verlangt einen angepassten Aufbau des Modells sowie der Gütefunktion an die Problemstellung. Die vollständige Umsetzung des Simulationsmodells ist in Matlab mit in diesem Fall einseitiger Werteübergabe aus dem Strömungssimulationsprogramm Fluent erfolgt. Abbildung 7-3 zeigt den Berechnungsablauf zur Verifizierung des Modells.

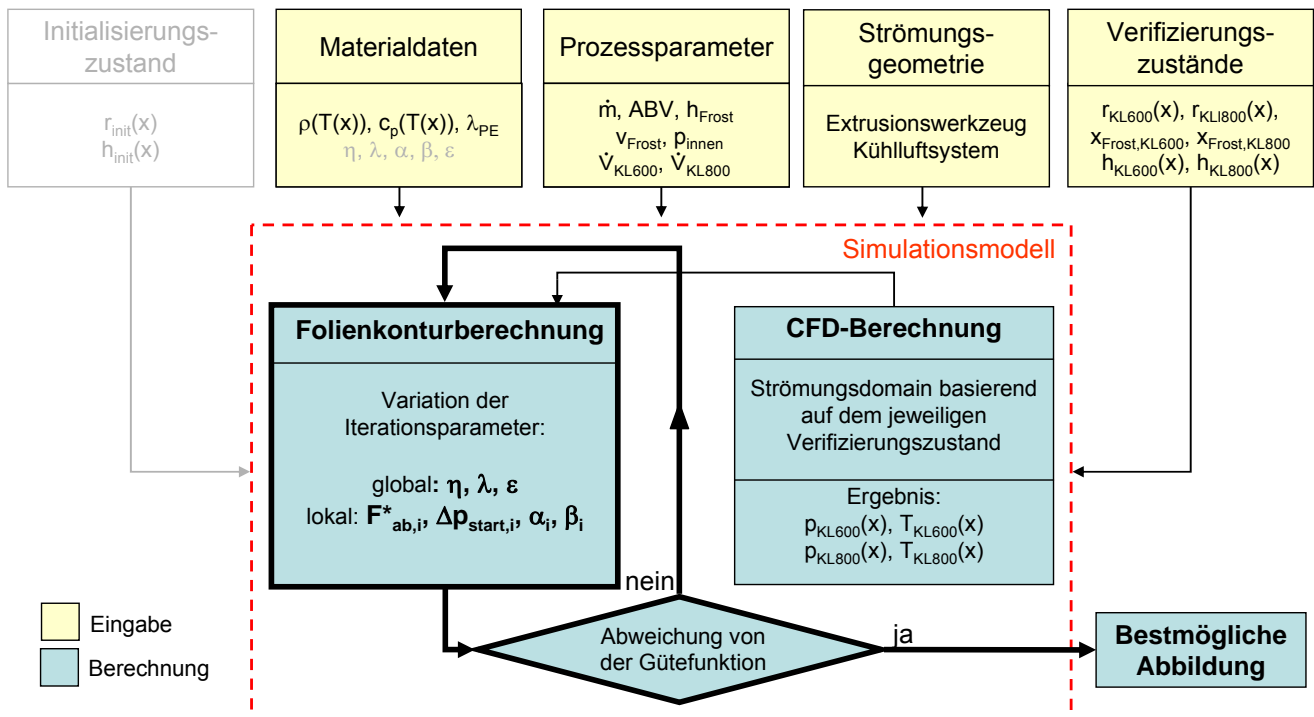


Abbildung 7-3 Blockschaltbild des an die Verifizierung angepassten Simulationsmodells

Die Bewertung der Leistungsfähigkeit des Prozessmodells erfolgt anhand des Vergleichs mit den realen Konturen.

Als Eingangswerte gehen in die Berechnung die Dichte $\rho(T(x))$, die Wärmekapazität $c_p(T(x))$, die Wärmeleitfähigkeit λ_{PE} sowie die jeweiligen Prozessparameter \dot{m} , ABV , v_{Frost} , p_{innen} , $\dot{V}_{KL,i}$ des abzubildenden Zustands ein. Darüber hinaus werden die Materialkennwerte für die Kühltluft eingeführt. Aus Voruntersuchungen sind die Foliendickenverläufe bereits bekannt und liegen als Funktionen über der Höhe vor. Die Strömungssimulation basiert auf dem eingesetzten Kühltluftsystem sowie auf dem gemessenen Folienvorlauf $r_i(x)$ und Foliendickenverlauf $h_i(x)$.

Die Iterationsschleife reduziert sich in diesem angepassten Simulationsmodell auf das Konturberechnungsmodell und somit auf die innere Iterationsschleife (vgl. Kapitel 5.3). Die Berechnung erfolgt entkoppelt von der CFD-Analyse. Anhand der experimentell ermittelten Referenzkontur werden einmalig die CFD-Simulationen zur Berechnung der Folientemperatur $T_i(x)$ sowie des Druckverlaufs $p_i(x)$, wie in Abbildung 7-2 dargestellt durchgeführt. Innerhalb des Matlab-Modells geschieht im Anschluss simultan die iterative Bestimmung der Materialparameter η , α , β , ε sowie der Initialisierungsspannungen $\sigma_{11,0}$, $\sigma_{33,0}$ für die

beiden Konturabbildungen. Aufgrund der Ähnlichkeit des verwendeten Polymers findet als Startwert der Iteration der von Tas [Tas94] ermittelte und ebenso von Muslet und Kamal [MK04] verwendete Wert von 0,05 für die Konstante der nichtlinearen Dehndeformation ε Verwendung.

Da für die Untersuchungen nur ein Polymer Verwendung findet, sind die Materialparameter als globale Iterationsparameter, d. h. für beide Prozesszustände gleich, definiert worden. Dies sind die Viskosität, die Relaxationszeit sowie die Kennzahl des Phan-Thien Tanner-Modells zur Beschreibung der nichtlinearen Dehndeformation der Polymer-schmelze. Aufgrund der unterschiedlichen Verstreckvorgänge in Meridian- und Extrusionsrichtung zwischen den beiden Zuständen ist mit einer Abweichung der richtungsabhängigen Viskositäten zu rechnen. Zulässig sind daher Abweichungen in den Konstanten α und β (vgl. Gleichung 5-22 und 5-23). Da der Kühlluftvolumenstrom variiert wird und somit das Druckprofil auf der Außenseite der Folie können die Initialisierungsspannungen, welche aus F_{ab}^* und Δp_{start} resultieren (vgl. Gleichung 5-28 und 5-29), nicht als globale Variablen festgelegt werden. Sie sind lokal und somit individuell für den Prozesszustand zu bestimmen.

Tabelle 7-2 Tabelle der in der Verifizierung gesetzten Iterationsparameter

Globale Iterationsparameter:	$\eta, \lambda, \varepsilon$
Lokale Iterationsparameter:	$\alpha, \beta, F_{ab}^*, \Delta p_{start}$

Basierend auf der bestmöglichen Abbildung der beiden Verifizierungszustände wird die Gütefunktion der inneren Iterationsschleife (vgl. Abbildung 5-9) zur Verifizierung ausgelegt. Kriterium stellen die Abweichung von der jeweiligen Referenzkontur und des Weiteren die Abweichung von deren Ableitung dar. Weiterhin sind zur besseren Konvergenz die Frostlinienhöhe x_{Frost} , die Folienenddicke $h(x)$ und die Ableitung der Folienkontur r' mit in die Gewichtung der Gütefunktion eingeflossen.

$$f_{val} = GW_r \cdot \text{norm} \left[\left(r_{ref}(x) - r_{neu}(x) \right), 2 \right] + GW_r \cdot \text{norm} \left[\left(r_{ref}(x) - r_{neu}(x) \right), \text{inf} \right] + GW_{r'} \cdot \text{norm} \left[\left(r'_{ref}(x) - r'_{neu}(x) \right), 2 \right] + GW_h \cdot \left| \left(h_{end_ref} - h_{end_neu} \right) \right| = \min \quad \text{Gl. 7-1}$$

Hierbei stellt $\text{norm}(x, 2)$ die Euklidische Norm $\sqrt{\sum_i x_i^2}$ eines Vektors und $\text{norm}(x, \text{inf})$ das maximale absolute Element eines Vektors x dar.

Die verwendete vektorielle Formulierung ist aufgrund der Matlab hinterlegten Berechnungsmethode erforderlich. Zur Einflussnahme auf die Gewichtung der einzelnen Summanden sind Faktoren eingeführt worden. Die in der nachfolgenden Tabelle 7-3 aufgeführten Gewichtungsfaktoren haben sich während der Voruntersuchungen zur Verifizierung dieser realen Blasenkonturen als optimal erwiesen.

Tabelle 7-3 Gewichtungsfaktoren der Zielfunktion bei der Verifizierung

Gewichtung Radius	Gewichtung Ableitung	Gewichtung Foliendicke
$GW_r = 1$	$GW_{r'} = 1$	$GW_h = 1000$

Anhand der so erstellten Gütefunktion wird innerhalb des Simulationsmodells die bestmögliche Abbildung für beide Konturen simultan errechnet. Ziel ist es, exakt den Konturverläufen zu folgen.

7.3 Ergebnis der Verifizierung

Im Folgenden sind die Ergebnisse aufgeführt und diskutiert, die mit diesem Prozessmodell erzielt werden konnten. Abbildung 7-4 zeigt das Abbildungsvermögen des Modells. Deutlich ist zu erkennen, dass eine sehr gute Abbildung der Folienkonturen erreicht werden kann.

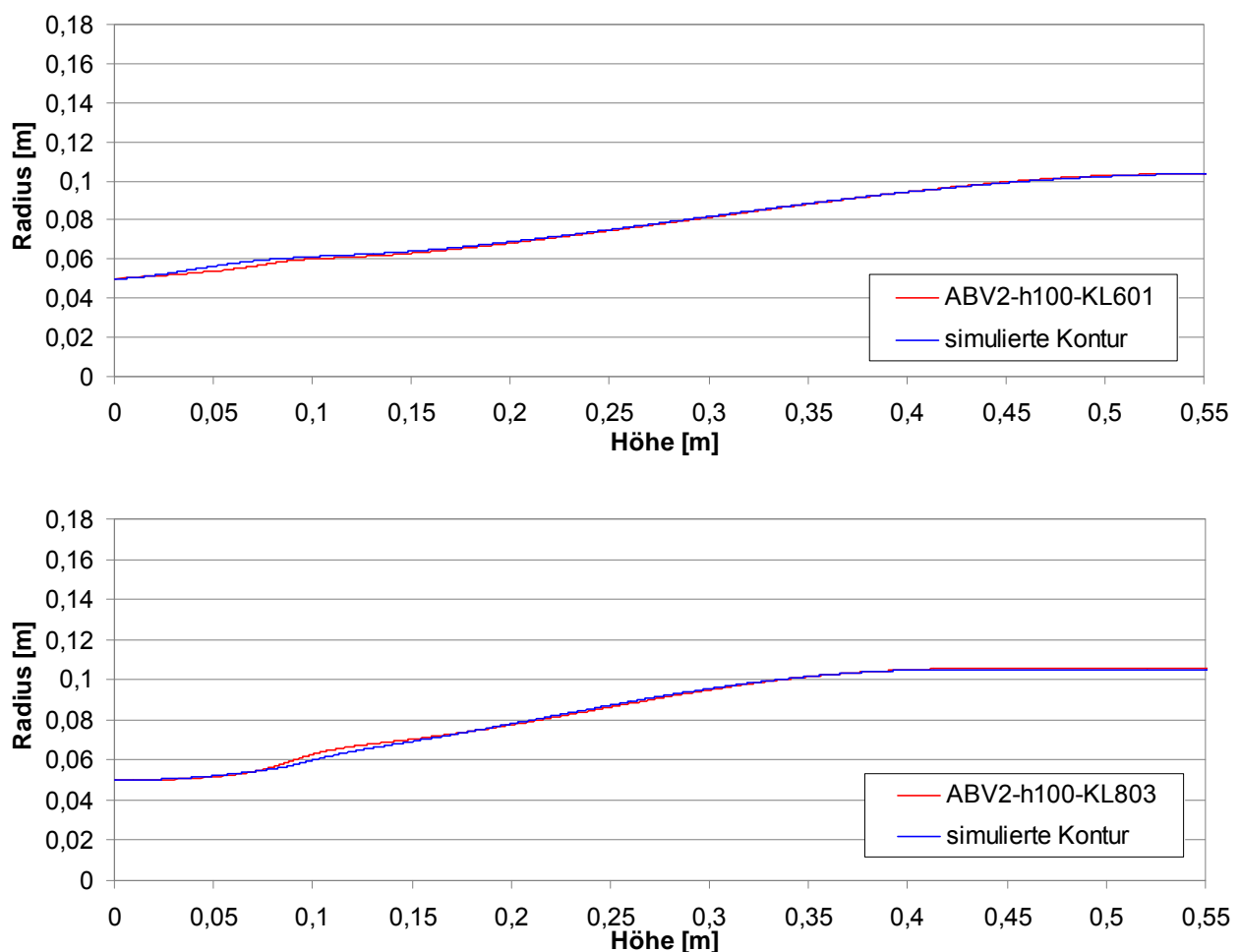


Abbildung 7-4 Ergebnisdarstellung der simulierten Konturen im Vergleich zu den experimentell erfassten

Bis auf geringe Abweichungen im Bereich um 0,1 m werden beide Verläufe nahezu vollständig wiedergegeben. Der Bereich der größten Abweichungen ist zudem im extrapolierten Bereich zu sehen.

ten Konturverlauf zu finden, d. h. in der nicht experimentell erfassbaren Region. Abweichungen in dieser Region sind somit tolerierbar. Die gemessenen Konturverläufe oberhalb des Kühlrings, die Frostlinie, das ABV sowie auch die Foliendickenverläufe werden gut repräsentiert. Bemerkenswert ist die gute Abbildungsqualität vor dem Hintergrund der stark unterschiedlichen Druckverläufe. Die beiden Konturen definieren sich durch deutlich andere Randbedingungen, welche maßgeblich durch die Existenz bzw. das Fehlen des Venturi-Effekts charakterisiert sind.

Beide Konturen sind auf Basis eines iterativ ermittelten Materialdatensatzes berechnet worden. Die durch das Modell gefundenen Werte liegen in einem realistischen und plausiblen Wertebereich, wie der Tabelle 7-4 zu entnehmen ist. Dies zeigt, dass das Modell in der Lage ist, den Schlauchbildungsprozess realitätsnah abzubilden.

Tabelle 7-4 Ermittelte Prozessparameter der Verifizierung

Betriebspunkt	η_{11} [Pa s]	λ [s]	ε [-]	F_{ab}^* [-]	p_{start} [Pa]	α [-]	β [-]	f_{val} [-]
ABV2-h100-KL600	42648,17	0,896	0,038	0,605	952,013	0,274	0,649	2,534
ABV2-h100-KL800				0,84	26,358	0,223	0,627	2,948

Tabelle 7-4 führt die ermittelten Parameter sowie die Abweichungen von den Verifizierungskonturen als Ergebnis der Gütefunktion f_{val} auf. Es ist zu erkennen, dass das Modell einen Wert für β kleiner als 1 ansetzt und somit eine niedrigere Viskosität in Umfangs- (η_{33}) als in Extrusionsrichtung (η_{11}) vorhersagt. Die Viskosität in Foliendickenrichtung hingegen wird mit einem Wert für α von ca. 0,25 als vergleichsweise klein betrachtet. Somit kommt der Schubspannung τ_{22} im Phan-Thien Tanner-Modell eine untergeordnete Rolle zu. Dies ist vor dem Hintergrund plausibel, da bei dem vorliegenden Dehnprozess davon ausgegangen wird, dass die Deformationen in Foliendickenrichtung im Vergleich klein sind.

Zusätzlich zu dem Abbildungsnachweis sind darüber hinaus weiterführende Untersuchungen bezüglich des gekoppelten Modells durchgeführt worden. Diesen Untersuchungen sind vorgenommen worden, um zu erfassen, in welcher Weise eine Reaktion des Modells auf veränderliche Prozessbedingungen zu erwarten ist.

7.3.1 Modellverhalten unter Parametervariation

Ziel ist zu klären, in welcher Form sich einzelne Parameter auf die Konturausbildung auswirken. Im Speziellen ist untersucht worden, inwiefern sich eine vom Modell losgelöste Parameteränderung auf die resultierende Blasenform auswirkt. Hierzu sind einzelne Parameter variiert worden ausgehend von einem in der Verifizierung bestimmten Gleichgewichtszustand. Exemplarisch ist dies hier für eine Variation von Materialparameter sowie die für die Membrantheorie maßgeblichen Einflussgrößen Innendruck p_{innen} und Anzugskraft F_{ab} durchgeführt worden.

Untersuchungen im Vorfeld haben gezeigt, dass eine Variation eines einzelnen Parameters nicht sinnvoll bzw. nicht aussagekräftig ist. Grund hierfür ist das Aufheben des virtuellen Gleichgewichtszustands aller auf die Kontur einflussnehmenden Größen, wie schematisch in Abbildung dargestellt.

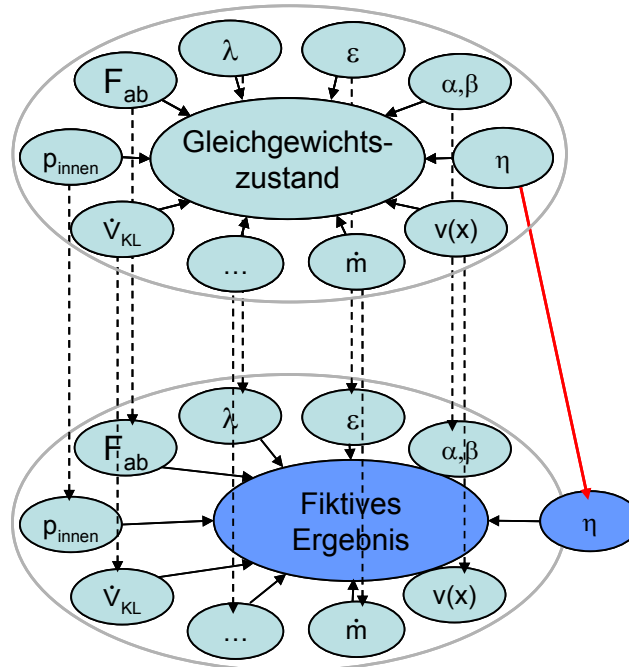


Abbildung 7-5 Prinzipdarstellung der Modellreaktion unter Variation eines Einzelparameters

Wird lediglich ein Parameter losgelöst von den anderen verändert, so erhält man als Resultat des rein numerischen Modells eine Konturabbildung. Diese spiegelt dann jedoch keinen realen, sich im Gleichgewicht befindlichen, Zustand mehr wider. Es wird eine fiktive Abbildung eines Zwischenzustands herbeigeführt. Dieser Zwischenzustand könnte zwar durch weitere mögliche Parameteranpassungen wieder in einen stabilen Zustand überführt werden, gibt aber einen solchen Zustand in diesem Stadium nicht wider. Hierin liegt begründet, weshalb eine Variation einzelner Parameter zu keinem plausiblen Ergebnis führt. So kann beispielsweise eine gegenüber dem realen Prozess widersprüchliche Reaktion bei der Erhöhung der Viskosität beobachtet werden. Ebenso wird in vielen Publikationen eine inverse Modellreaktion in Bezug auf den Innendruck beschrieben. Mit Veränderung des Innendrucks reagiert die Folienblase entgegengesetzt den Erwartungen. So bewirkt z. B. ein Vergrößern des Innendruckes eine Verringerung des Aufblasverhältnisses. Dieses Phänomen ist bereits mehrfach in Publikationen diskutiert worden [HP75b, LBS95b, MK04, PB03]. Muslet und Kamal machen für dieses Verhalten die Membrantheorie verantwortlich, können dies jedoch nicht genauer belegen. Ebenso gelingt es auch anderen Autoren nicht, dieses spezielle Verhalten zu erklären. Die Ursache hierfür lässt sich auf die Komplexität der Modellreaktion zurückführen. Im realen Prozess tritt ein solches Phänomen nicht auf, da die frei verformbare Folienblase sofort eine Form der geringsten gespeicherten Energie annehmen wird. Es stellt sich in der Realität immer ein Gleichgewichtszustand auf der Grundlage aller Prozessparameter ein.

Beispielhaft kann dies an einer Erhöhung der Polymerviskosität erläutert werden. In der Realität folgt auf eine Erhöhung des inneren Widerstands gegen Verformung ebenfalls eine Erhöhung des Innendrucks der Blase sowie der Abzugskraft. Wird jedoch eine Einzelbetrachtung dieser Variation durchgeführt, so folgt rein numerisch aus der Erhöhung der Viskosität eine generelle Spannungszunahme in der Folie. Begründet liegt dies in den Gleichungen von Phan-Thien Tanner, in denen die lokale Dehndeformation basierend auf den Materialkennwerten berechnet wird. Somit berechnet das Modell einen neuen Spannungsverlauf bei sonst gleichbleibenden Randbedingungen wie z. B. dem Dickenverlauf, der Abzugskraft und dem Innendruck. Dieser Spannungsverlauf wird gegeben durch die angesetzte Viskosität höher ermittelt als der des Ausgangszustands. Folglich wird der Membrantheorie, welche zur Konturberechnung die dehn rheologischen Spannungen verwendet, eine stärkere Verstreckung aufgrund höherer Spannungen suggeriert. Resultat ist, dass die erzielbare Folienkontur ein größeres Aufblasverhältnis zeigt und vordergründig ein falsches Modellverhalten aufweist. Der reale Prozess ermöglicht ein solches Verhalten generell nicht, da alle Parameter, die am Schlauchbildungsprozess beteiligt sind, unmittelbar aufeinander reagieren. Aus diesem Grund ist nur eine ganzheitliche Betrachtung des Verstreckprozesses mit all seinen Einflüssen zielführend. Die schematische Abbildung 7-6 verdeutlicht das Wiederherstellen eines Gleichgewichts. Im Folgenden ist dies an einer Variation der Materialkennwerte in Kombination mit den zu erwartenden Prozessparametern aufgeführt.

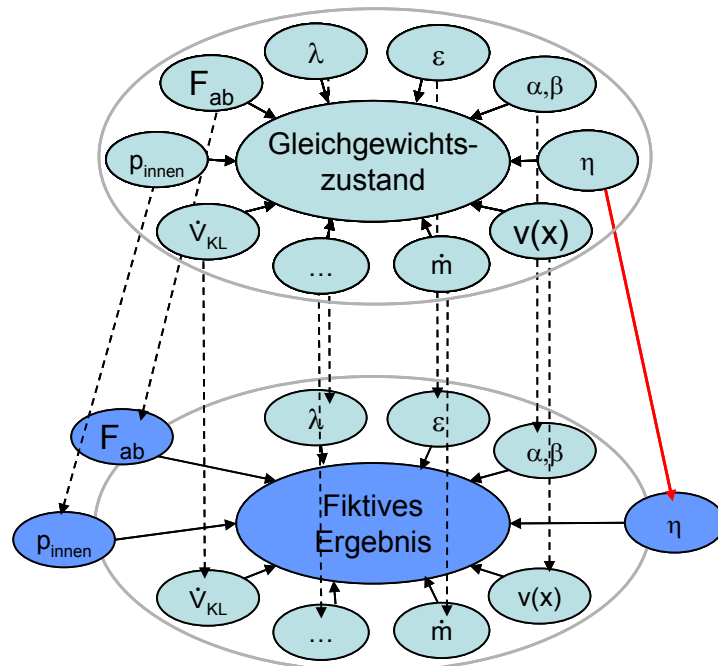


Abbildung 7-6 Prinzipdarstellung der Modellreaktion unter Variation mehrerer Parameter

Beispielhaft ist die Berechnung eines sogenannten Zwischenzustands anhand von vier Zuständen bei geänderten Viskositäten dargestellt. Hierbei werden die weiteren Parameter nicht mit in Betracht gezogen sondern als fest angesetzt.

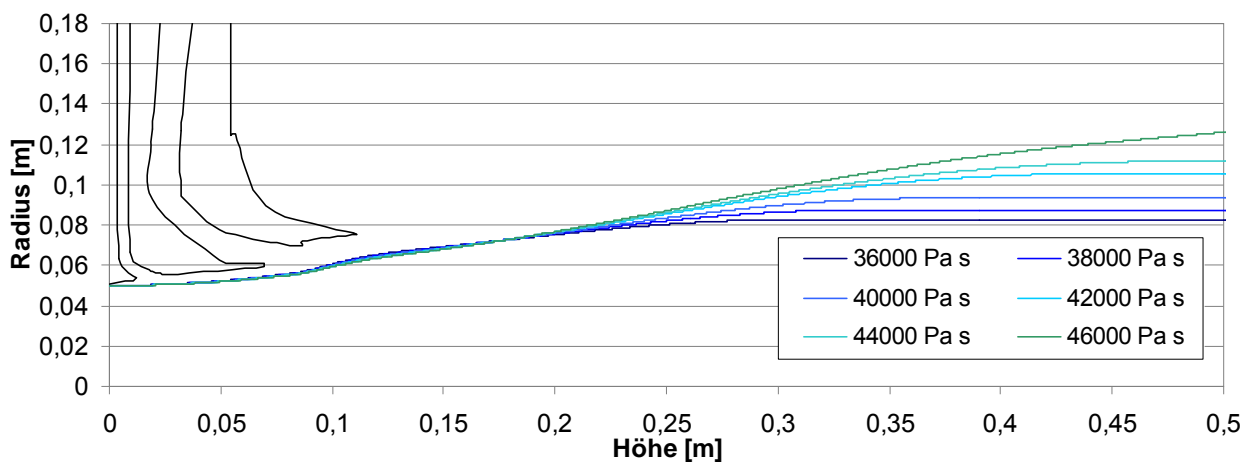


Abbildung 7-7 Konturberechnung anhand variierender Viskosität η_{II} bei sonst gleichen Randbedingungen

Zu erkennen ist, dass in Abbildung 7-7 die simulierte Folienkontur entgegen der Prozessvorstellung reagiert. Dies repräsentiert jedoch nur eine mögliche Lösung des aufgestellten Gleichungssystems und nicht den in der Realität angestrebten Gleichgewichtszustand.

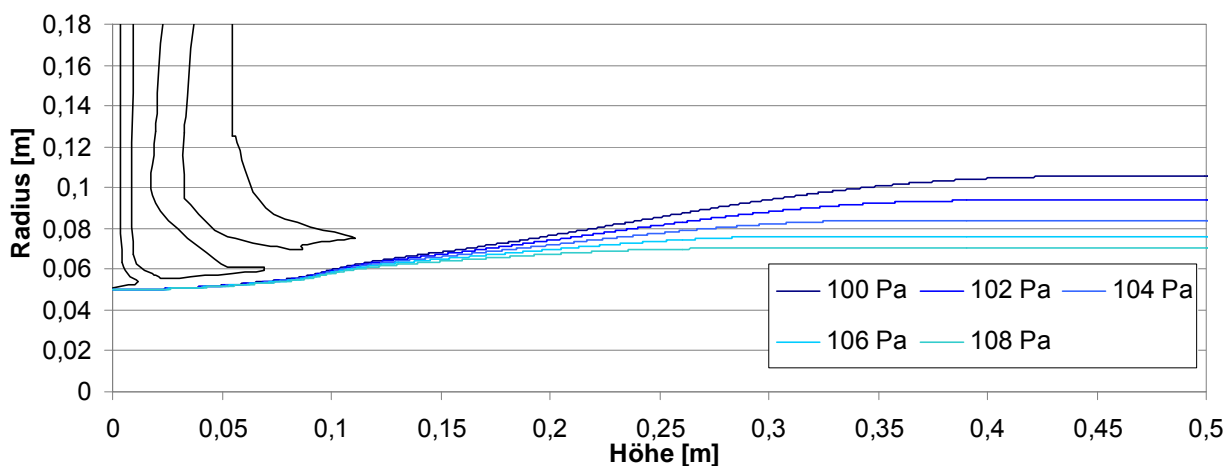


Abbildung 7-8 Konturberechnung anhand eines geänderten Blaseninnendrucks bei sonst gleichen Randbedingungen

Abbildung 7-8 zeigt das Verhalten des Modells bei der einzelnen Parametervariation des Innendrucks. Wie vielfach publiziert, reagiert das Modell vordergründig entgegen dem realen Prozess. Einer Innendruckerhöhung folgt eine schlankere Blasenform. Betrachtet man aber den Prozess und dessen Streben nach einem Gleichgewicht als gekoppeltes System, so lässt sich durch eine sinnvolle Parametereinstellung ein plausibles Verhalten nachweisen.

Allein durch eine Anpassung des Innendrucks kann schon erreicht werden, dass die Zielrestriktion des Aufblasverhältnisses wieder eingehalten wird. Dies liegt darin begründet, dass bei höherem Verstreckwiderstand (Viskosität) ebenfalls der Innendruck in der Blase sowie die Abzugskraft steigen muss, um die Folie im gleichen Maße zu verstrecken. In Abbildung 7-9 ist dieser Fall herbeigeführt worden. Zur besseren Darstellung ist in die

Berechnung die iterative Ermittlung der Abzugskraft F_{ab} nicht mit eingeflossen. Hierdurch wäre es zudem möglich gewesen, die Frostlinienhöhe zu treffen.

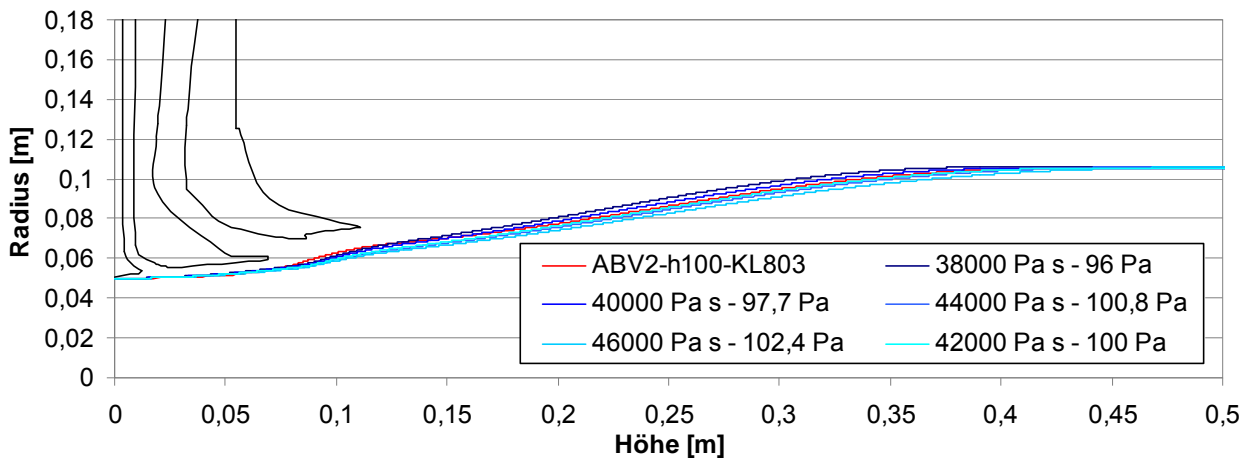


Abbildung 7-9 Konturberechnung anhand variiert Viskosität und geändertem p_{innen} im Vergleich mit einer experimentell erfassten Kontur

Diese exemplarisch aufgeführte Modellreaktion veranschaulicht, weshalb auch eine Betrachtung der Innendruckvariation nicht losgelöst erfolgen darf. Basierend auf diesen Erkenntnissen wird in diesem Modell der Einfluss des Innendrucks durch die Membrantheorie als richtig repräsentiert angesehen.

In gleicher Weise ist eine Betrachtung weiterer Parameter durchgeführt worden. So sind ebenfalls realitätsgetreue Modellantworten unter Einbeziehung der gesamtheitlichen Parameterbetrachtung erreicht worden.

Die Interpretation der durch Variation einzelner Materialkennwerte erzielten Konturen bei Außerachtlassen der sonstigen Prozessgrößen ist nur schwer möglich. Die Relaxationszeit sowie ε als Konstante für die nichtlineare Dehndeformation wirken sich maßgeblich auf die Spannungsverläufe und somit auf das rheologische Ersatzmodell aus. Bei Variation der beiden Parameter in dem hier untersuchten Bereich kann festgehalten werden, dass deren Einfluss erwartungsgemäß in die Spannungsverläufe des Modells einfließt.

Obwohl hier schon eine Betrachtung der einzelnen Reaktion des Modells auf separate Parameter erfolgt ist, sind weitere Untersuchungen des Modells hinsichtlich der Abhängigkeit der Parameter voneinander sinnvoll.

7.4 Fazit der Verifizierung

In diesem Kapitel der Verifizierung konnte nachgewiesen werden, dass das Berechnungsmodell basierend auf der Membrantheorie sowie der rheologischen Polymerbeschreibung nach Phan-Thien Tanner in der Lage ist, realistisch und hinreichend genau reale Folienkonturen abzubilden. Anhand der exemplarischen Untersuchung des Reaktionsverhaltens des Modells durch Variation mehrerer Parameter konnte gezeigt werden, dass eine der Realität entsprechende Verhaltensweise gegeben ist. Hervorzuheben ist,

dass nur eine realitätsgetreue Folienreaktion zu erwarten ist, wenn der Verstreckprozess als Ganzes betrachtet wird. Es muss davon ausgegangen werden, dass sich für jeden Prozesszustand ein stationäres Gleichgewicht einstellt. Daher sind alle den Prozess beeinflussenden Parameter als gekoppelt zu verstehen. Eine Variation einzelner Parameter losgelöst vom Prozesszustand wird daher als nicht zulässig betrachtet.

8 Kalibrierung des Modells

Die Kalibrierung des Simulationsmodells bildet den nächsten logischen Schritt. Die Modellkalibrierung ist ein umfangreicher jedoch auch der wichtigste Teil der Modellbildung, um eine Praxistauglichkeit zu gewährleisten. Auf Grundlage einer hinreichenden Datenbasis sowie dem Ziel einer möglichst umfassenden Kalibrierung ist dieser Modellbildungsschritt durchgeführt worden. Einer sehr umfassenden Kalibrierung steht der Aufwand gegenüber, der zu betreiben ist, um eine ausreichende Datenbasis aufzubauen. Bei dem vorliegenden gekoppelten Prozessmodell beschränkt sich der Kalibrierprozess auf das Polymer bzw. dessen zur Berechnung benötigten Materialdaten.

Bisherige Konturbestimmungsmodelle basieren auf der Grundidee den Schlauchbildungsprozess nachzubilden, indem das Modell mit messbaren Größen bedient wird. Hinsichtlich der Aufwandsreduzierung und somit einer praxistauglichen Einsetzbarkeit Sorge zu tragen, wird in dieser Arbeit das Simulationsmodell anhand eines Abbildungsraums kalibriert. Vorrangiges Ziel ist es, die Materialdaten für das verwendete Polymer anhand der Abbildung aller hier zu messenden Konturen zu ermitteln. Hierbei sind insbesondere die gefundenen Materialkennwerte Viskosität und Relaxationszeit für die im Weiteren durchgeführte iterative Vorhersage der realen Blasfolienkonturen von Interesse.

8.1 Experimentelle Daten zur Kalibrierung

Der untersuchte Kalibrierraum definiert sich durch unterschiedliche Aufblasverhältnisse sowie variierende Enddicken. Hierbei wurde die Laboranlage in Anlehnung an reale Produktionsprozesse jeweils am Anlagenmaximum betrieben. Dies bedeutet es sind Betriebszustände bei maximal zulässigem Kühlluftvolumenstrom, so dass noch keine Blaseninstabilität auftritt, angefahren worden. Die Grenze des Kalibrierraums bildet somit die Prozessstabilität. Darüber hinaus wurde ein Zentralpunkt (ZPkt) aufgenommen, von welchem ausgehend die Iterationsrechnungen im Schritt der Modellvalidierung (vgl. Kapitel 9) durchgeführt werden.

In folgender Tabelle sind die Prozesszustände des Kalibrierraums aufgeführt.

Tabelle 8-1 Prozessparameter des Kalibrierraums

ABV	\dot{m} [kg/h]	h_{Frost} [μm]	v_{Frost} [m/min]	\dot{V} [m³/h]	p_{innen} [Pa]	x_{Frost} [m]
2	35	50	20,1	912,3	70	0,421
		75	13,7	857,67	88	0,432
		100	10	808,51	100	0,436
		125	8,6	797,58	104	0,451
2,5		50	16,2	901,37	88	0,388
		75	11,1	846,74	100	0,389
		100	8,1	792,12	111	0,403
		125	6,2	753,88	125	0,416
3		50	13,6	912,3	106	0,333
		75	9,8	846,75	120	0,329
		100	7,1	775,73	125	0,346
		125	5,1	715,64	134	0,355
2,5	35	90	9	824,89	108	0,388

Zur Beschreibung der Prozesszustände wurden die Folienkontur, der Blaseninnendruck sowie die direkt aus der Steuerung beziehungsweise aus den Voreinstellungen bekannten Prozessgrößen erfasst. Dies minimiert den erforderlichen Detektierungsaufwand lediglich auf die Innendruckmessung sowie die korrekte fotografische Erfassung der Schlauchbildungszone (vgl. Kapitel 6.3). In den folgenden Abbildungen (Abbildung 8-1 bis Abbildung 8-3) sind die Ergebnisse des Kalibrierungsraums für die Blaseninnendruck-, Abzugsgeschwindigkeits- und Kühlluftvolumenstrommessung dargestellt.

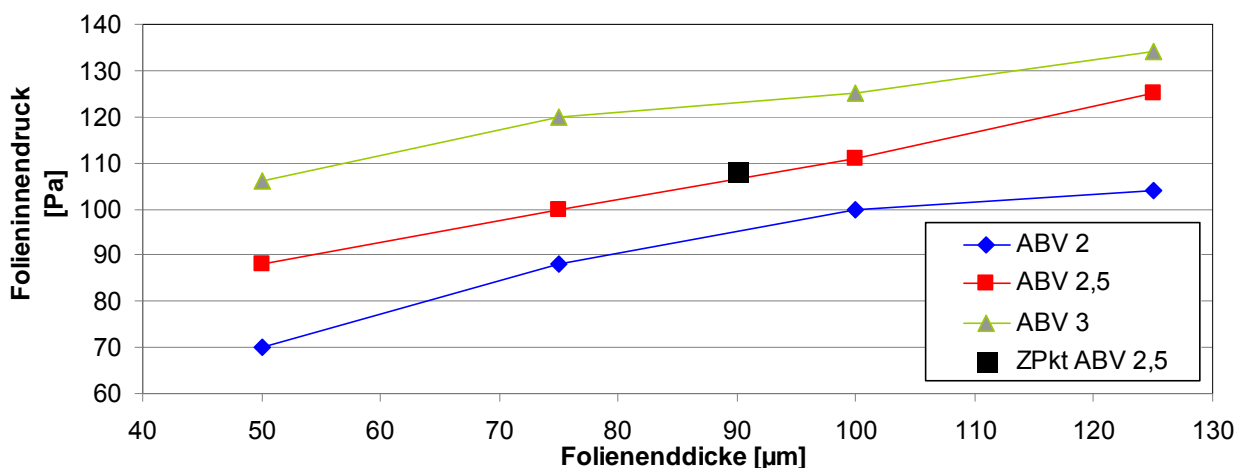


Abbildung 8-1 Experimentell erfasster Blaseninnendruck des Kalibrierraums bei unterschiedlichen Foliendicken

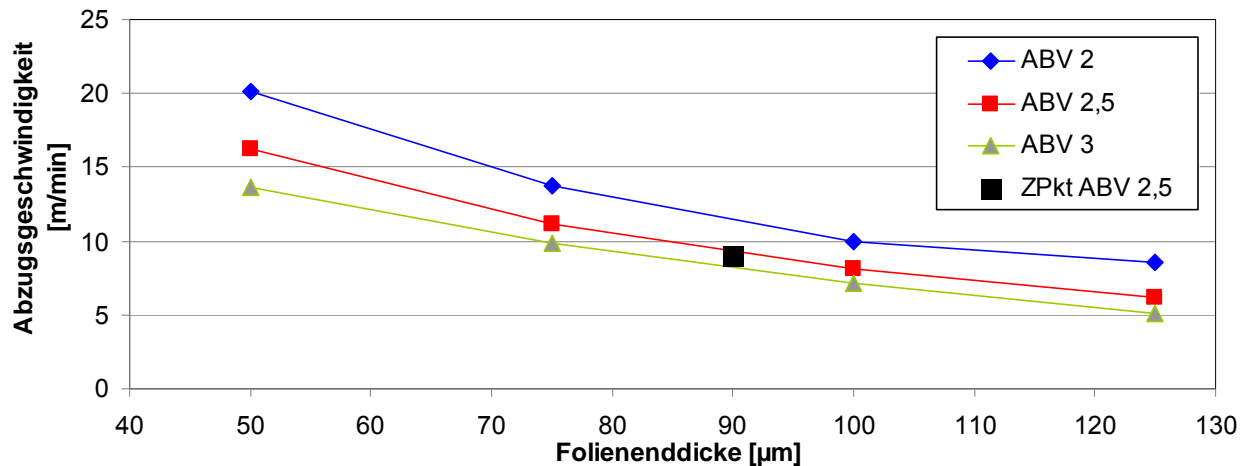


Abbildung 8-2 Experimentell erfasste Abzugsgeschwindigkeit des Kalibrierraums bei unterschiedlichen Foliendicken

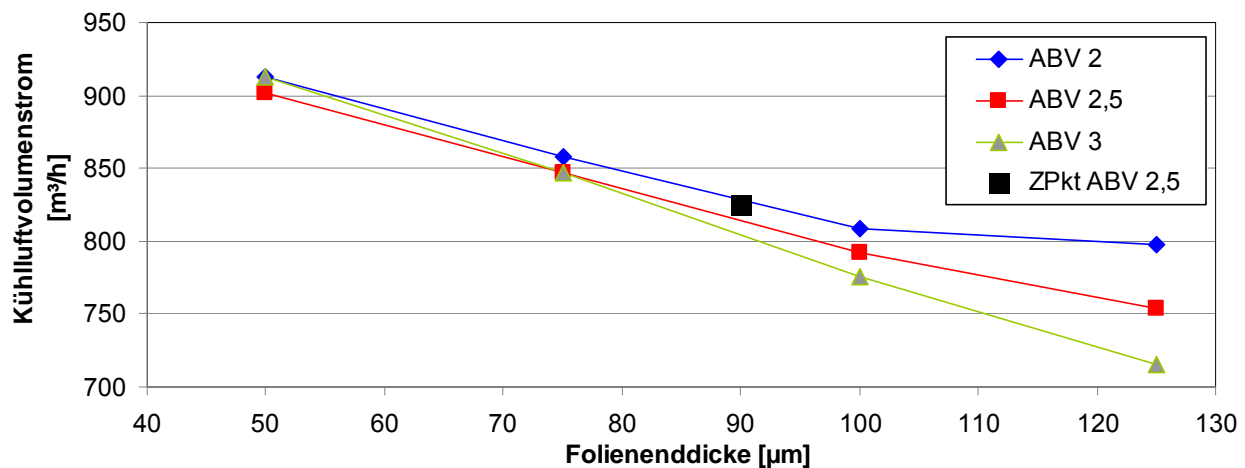


Abbildung 8-3 Experimentell ermittelter maximal erreichbarer Kühlluftvolumenstrom des Kalibrierraums bei unterschiedlichen Foliendicken

Zu erkennen ist ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Foliendicke und sich einstellendem Folieninnendruck. Analog verhält es sich mit der Folienabzugsgeschwindigkeit, die mit zunehmender Foliendicke erwartungsgemäß abnimmt. Darüber hinaus zeigt der maximal erreichbare Kühlluftvolumenstrom ebenfalls eine lineare Abhängigkeit. Zu dünneren Foliendicken hin und somit mit zunehmender Längsverstreckung können höhere Kühlluftvolumenströme gefahren werden. Die Kühllufttemperaturmessung wurde mit einem durchschnittlichen Wert von 27 °C und einer geringen Schwankung von $\pm 0,5$ °C in Abhängigkeit des verwendeten Kühlluftvolumenstroms gemessen.

In Abbildung 8-4 bis Abbildung 8-7 sind die Konturen der erfassten Prozesszustände sowie separat der Zentralpunkt aufgeführt.

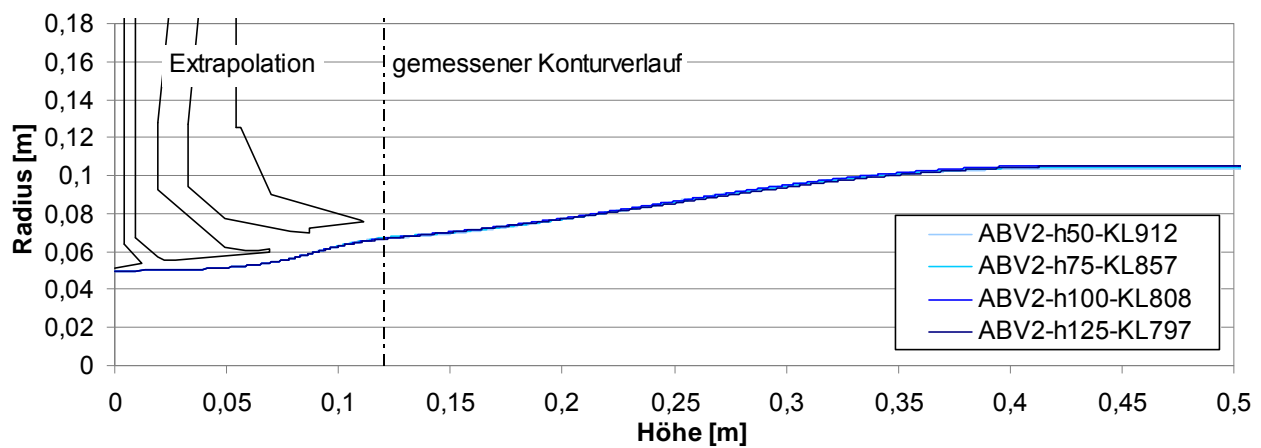


Abbildung 8-4 Experimentell erfasste Folienkonturverläufe für das ABV 2 bei variierenden Enddicken

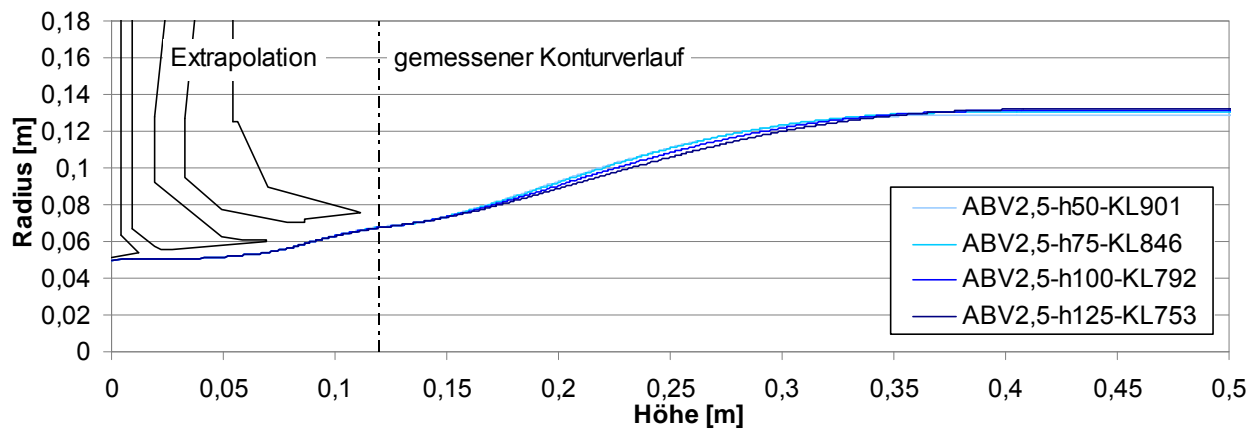


Abbildung 8-5 Experimentell erfasste Folienkonturverläufe für das ABV 2,5 bei variierenden Enddicken

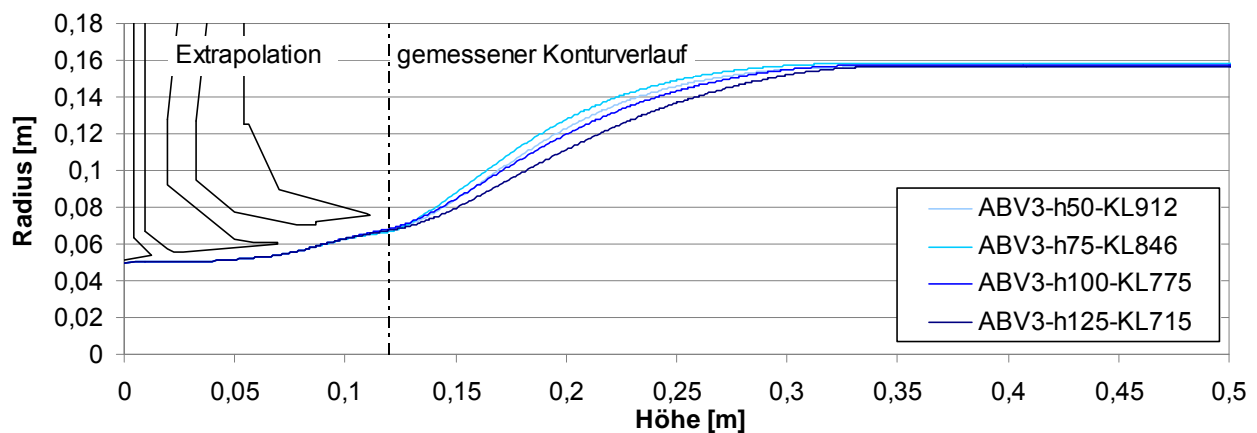


Abbildung 8-6 Experimentell erfasste Folienkonturverläufe für das ABV 3 bei variierenden Enddicken

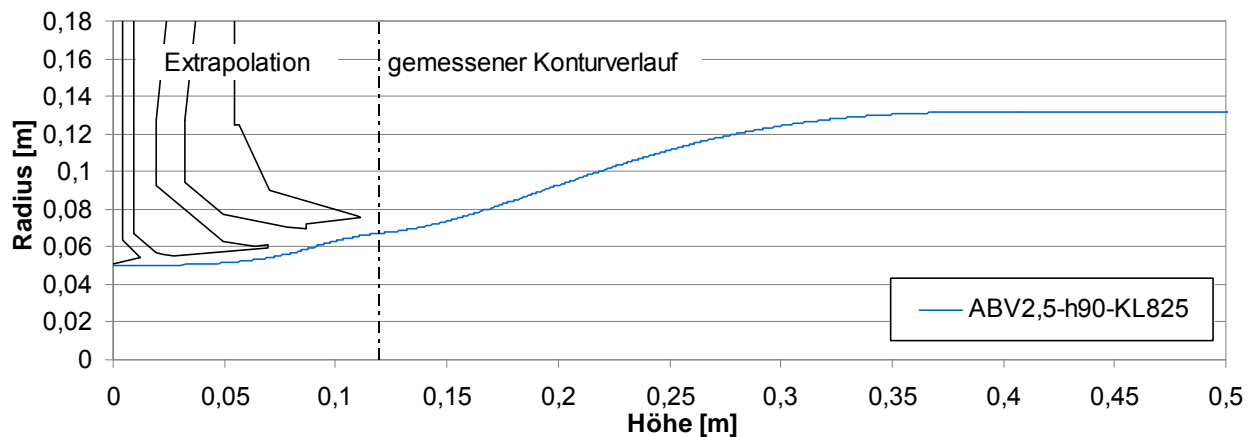


Abbildung 8-7 Experimentell erfasster Folienkonturverlauf des Zentralpunkts

Die so erfassten Konturen, erweitert über die Extrapolation in das Kühlsystem hinein, stellen den Datensatz des Kalibrierraums dar.

Um eine Kalibrierung des Prozessmodells durchführen zu können, müssen neben der Folienkontur für jeden Prozesszustand das Temperatur- sowie das Druckprofil auf der Folienoberfläche vorliegen. Hierzu ist für jeden Prozesszustand ein eigenes CFD-Berechnungsgebiet aufgebaut worden, um die auf die Extrusionshöhe bezogenen Daten $T_i(x)$ und $p_i(x)$ zu ermitteln. Zur Erstellung einer der Problemstellung angepassten Strömungsberechnung muss im Vorhinein ein Foliendickenverlauf bekannt sein.

Da der Detektierungsaufwand möglichst gering gehalten werden soll, wird bewusst bei der Datenerfassung des Kalibrierraums auf die Aufnahme der Foliendicke verzichtet. Es ist ersichtlich, dass diese nicht einfach online zu realisieren ist und somit im direkten Widerspruch zu der Grundidee dieses Prozessmodells steht. Aus diesem Grund findet für die Kalibrierung ein normiertes Dickenprofil Verwendung. Dieses normierte Dickenprofil wird aus einem gemessenen Dickenverlauf der Verifizierung generiert. Dessen Laufvariable x wird dividiert durch Forstlinienhöhe x_{Frost} , wodurch eine Normierung bezogen auf die Frostlinie erfolgt. Hierdurch entspricht der Wert $x = 1$ der Frostlinie. Basierend auf der ermittelten Kontur kann im Folgenden für jeden Prozesszustand des Kalibrierraums anhand einer Denormierung ein Dickenverlauf bestimmt werden. Diese Annäherung an die Dickenprofile ist zulässig, da im Rahmen der Kalibrierung die Ermittlung der Materialparameter und nicht der exakte Folienkonturverlauf im Vordergrund stehen.

Im Weiteren werden anhand dieser Datensätze die CFD-Simulationen als quasistationäre Berechnungen durchgeführt. Hieraus folgen die Ergebnisdatenpaare der Folientemperatur sowie das wirkende Druckprofil auf der Blase in Abhängigkeit der Höhe.

8.2 Aufbau des Simulationsmodells zur Kalibrierung

Ausgehend von den dreizehn ermittelten Konturen und deren dazugehörigen Datensätzen wird im Folgenden die Kalibrierung des gesamten Modells auf den hier detektierten Kalib-

rierraum durchgeführt. An das Matlab-Programm werden vollständig die dreizehn Konturen mit den dazugehörigen Datensätzen (ABV_i , $v_{Frost,i}$, $p_{innen,i}$, $\dot{V}_{Kl,i}$) als Referenzkonturen übergeben. Die weiteren Eingangswerte bezogen auf das verarbeitete Material orientieren sich an denen der Verifizierung. Im Wesentlichen sind dies die Dichte $\rho(T)$, die Wärmekapazität $c_p(T)$, die Wärmeleitfähigkeit λ_{PE} sowie der unveränderte Massendurchsatz \dot{m} .

In Abbildung 8-8 ist als Flussdiagramm der Berechnungsablauf der Kalibrierung aufgeführt.

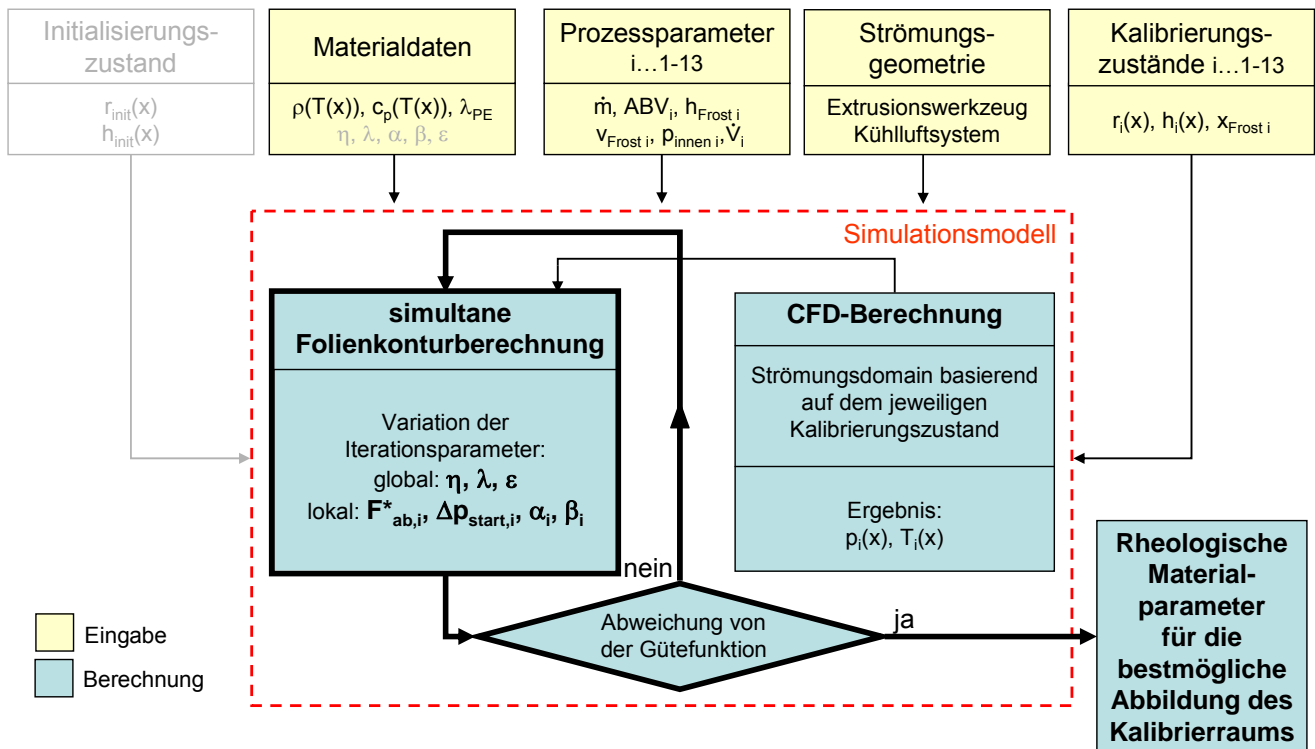


Abbildung 8-8 Blockschaftbild des an die Kalibrierung angepassten Simulationsmodells

Zu Beginn der Kalibrierung müssen jedem Prozesszustand Startwerte für die Iterationsparameter gesetzt werden. Basierend einer ersten manuell optimierten Abbildung des Zentralkonturpunktes wurden ausreichend gute Startwerte für die Viskosität η , die Relaxationszeit λ , den Startdifferenzdruck Δp_{start} , die Abzugskraft F_{ab}^* sowie die Konstanten ε , α und β abgeleitet. Dies ist notwendig, um dem Iterationsprozess einen Wertebereich zu liefern, von welchem aus der Optimierungsprozess starten kann. Eine möglichst gute Bestimmung der Initialisierungsparameter begünstigt die Iterationsdauer.

Die Iterationsschleife reduziert sich für die Kalibrierung ähnlich wie im Schritt der Verifizierung auf das Konturberechnungsmodell. Mit Hilfe eines kombinierten Optimierungsalgorithmus wird die Parameteroptimierung des Kalibrierraums realisiert. Global werden die Parameter Viskosität η , Relaxationszeit λ und die Materialkonstante ε optimiert. D. h., für alle Referenzkonturen des Kalibrierraums wird simultan eine optimale Abbildung gesucht, wobei die Materialkennzahlen für alle Zustände in gleicher Weise beeinflusst werden. Da es sich bei den Zielzuständen jeweils um gänzlich unterschiedliche Prozesse handelt, sind

die Parameter α , β , F^*_{ab} und Δp_{start} als individuelle bzw. lokal zu bestimmende Werte definiert worden.

Tabelle 8-2 Parameter der Modellkalibrierung

Globale Iterationsparameter:				
$\eta, \lambda, \varepsilon$				
Lokale Iterationsparameter:				
α_1, β_1 $F^*_{ab,1}$ $\Delta p_{start,1}$	α_2, β_2 $F^*_{ab,2}$ $\Delta p_{start,2}$	α_i, β_i $F^*_{ab,i}$ $\Delta p_{start,i}$...	α_{13}, β_{13} $F^*_{ab,13}$ $\Delta p_{start,13}$

Die Gütefunktion des Kalibrierungsmodells basiert auf einer Modifikation der Gütefunktion der Verifizierung aus Kapitel 7.2 (vgl. Gl. 7-1). Dabei steht die bestmögliche Abbildung aller dreizehn Zustände in ihrer Summe im Vordergrund (Gl. 8-1).

$$\sum_{i=1}^n f_{val i} = f_{val 1} + \dots + f_{val n} = \min \quad \text{Gl. 8-1}$$

Die einzelnen Zielfunktionen bleiben in gleicher Weise unverändert bestehen und beziehen sich auf die Folienendicken, die Folienkontur sowie die dazugehörigen Frostlinienhöhen (vgl. 7-1). Für alle sich im Kalibrierraum befindlichen Konturen wird die Gewichtung der Zielgrößen unverändert der Verifizierung (Tabelle 7-3) entnommen. Alle Konturverläufe im Zusammenhang mit deren Ableitung sind auf ihre bestmögliche Abbildung basierend auf einem Satz Materialparameter zu optimieren.

8.3 Ergebnisse der Kalibrierung

Anhand dieses Simulationsmodells ist es gelungen, Materialparameter so zu kalibrieren, dass der Kalibrierraum vollständig abgebildet werden kann. In der folgenden Tabelle sind die Werte für die durchgeführte Kalibrierung aufgetragen. Neben den hier ermittelten Materialkennwerten werden zudem die experimentell ermittelten Werte für ein PE-LD aus der Arbeit von Tas [Tas94] aufgeführt. Diese Materialkennwerte sind mit Hilfe einer Dynamisch-Mechanischen Analyse (DMA) ermittelt und dienen zum Vergleich der Dimension.

Tabelle 8-3 Ergebnis der Materialparameterkalibrierung

Globale kalibrierte Materialkennwerte (Sabic 2100TN00) T = 190°C			Materialkennwerte (Sabic 2101TN47) T = 190°C [Tas94]	
η_{11} [Pa s]	λ [s]	ε [-]	η [Pa s]	λ [s]
42939,069	0,7996	0,1055	32708,23	26,66

In diesem Zusammenhang wird deutlich, dass die hier theoretisch bestimmten bzw. auf das Simulationsmodell bezogenen Materialeigenschaften des genutzten Polymers in einem realen Wertebereich liegen.

Im Folgenden werden exemplarisch die Ergebnisse der Kalibrierungsberechnung anhand dreier Zustände bei wechselndem Aufblasverhältnis (2, 2,5 und 3) und gleicher Folienenddicke (100 μm) dargestellt. Abbildung 8-12 und Abbildung 8-13 zeigen die dazugehörigen aus der CFD-Analyse ermittelten Druck- sowie die Temperaturverläufe. Im Anhang (Kapitel 12.3) sind darüber hinaus die Folienkonturverläufe für die weiteren Betriebspunkte zu finden. Die hier durchgeführte Darstellungsauswertung ist auch als repräsentativ für die im Anhang aufgeführten Zustände anzusehen.

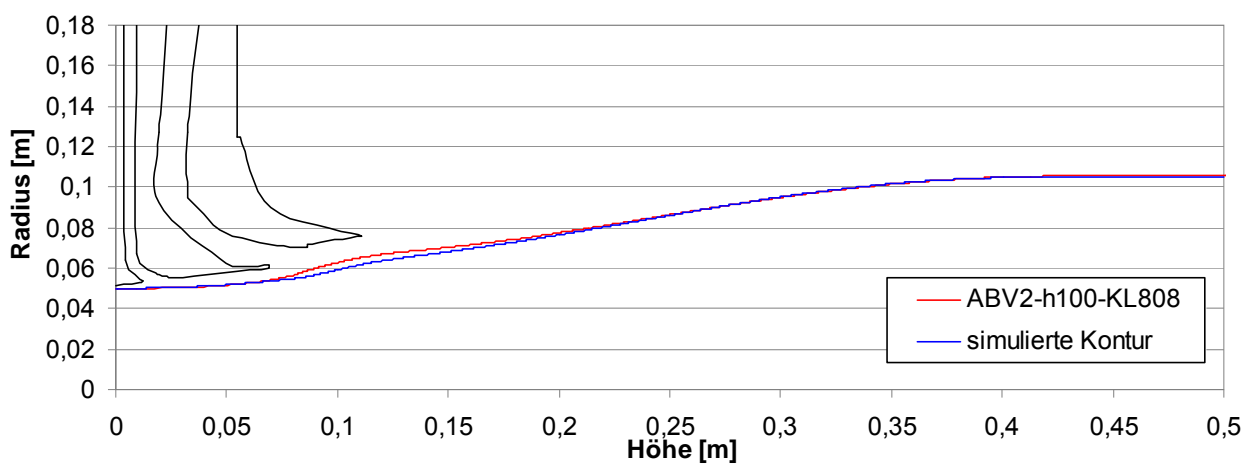


Abbildung 8-9 Abbildungsvermögen des Modells bei einem ABV 2 und einer Enddicke von 100 μm

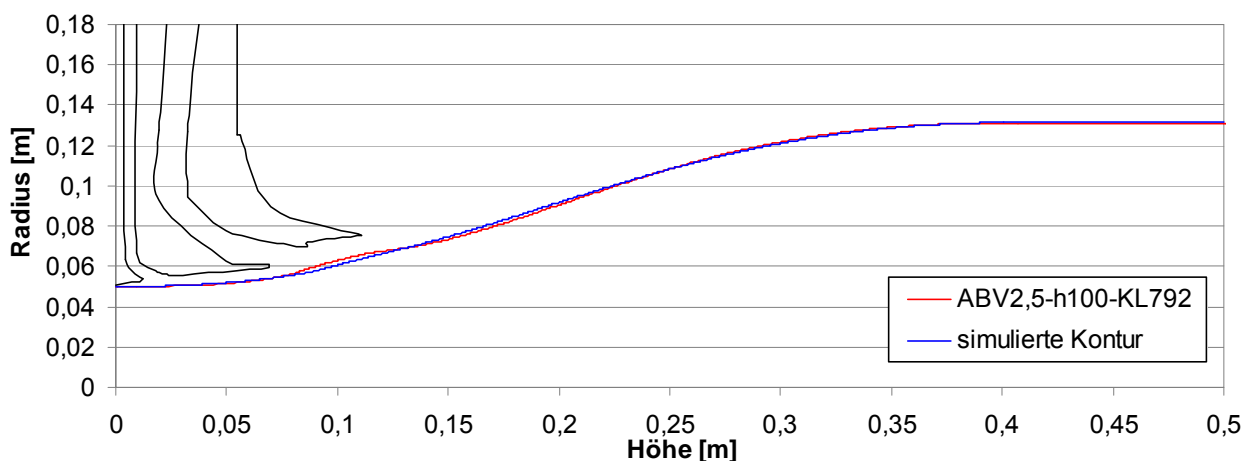


Abbildung 8-10 Abbildungsvermögen des Modells bei einem ABV 2,5 und einer Enddicke von 100 μm

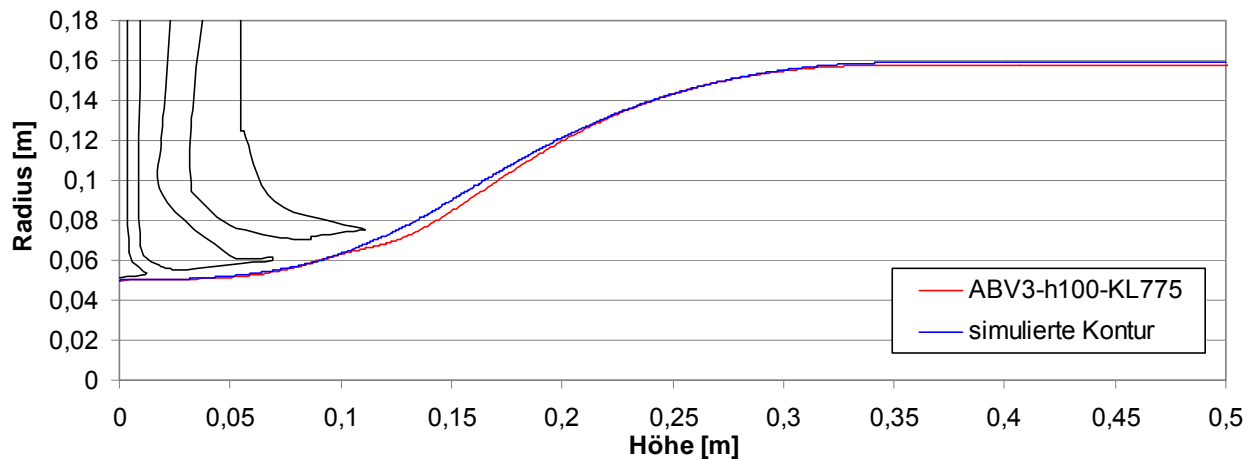


Abbildung 8-11 Abbildungsvermögen des Modells bei einem ABV 3 und einer Enddicke von 100 μm

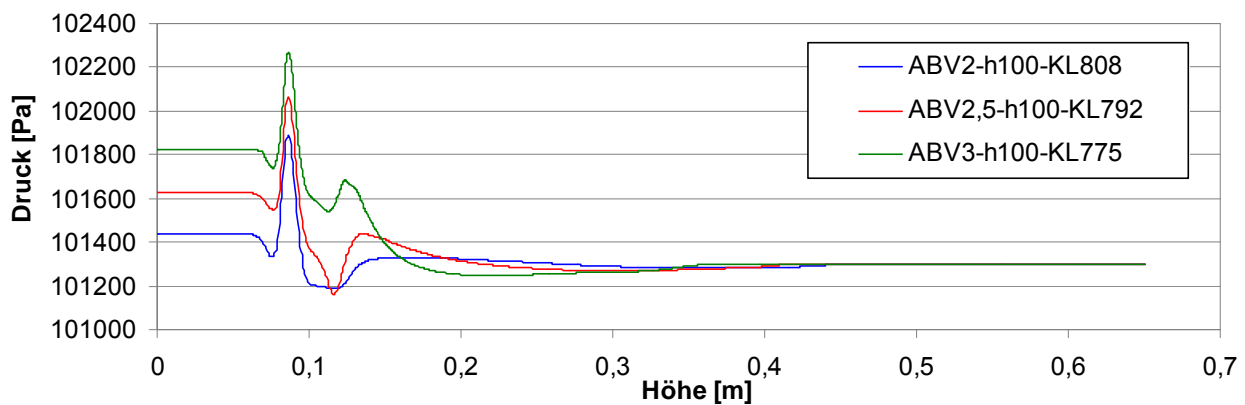


Abbildung 8-12 Ermittelte Druckprofile in Abhängigkeit des Aufblasverhältnisses

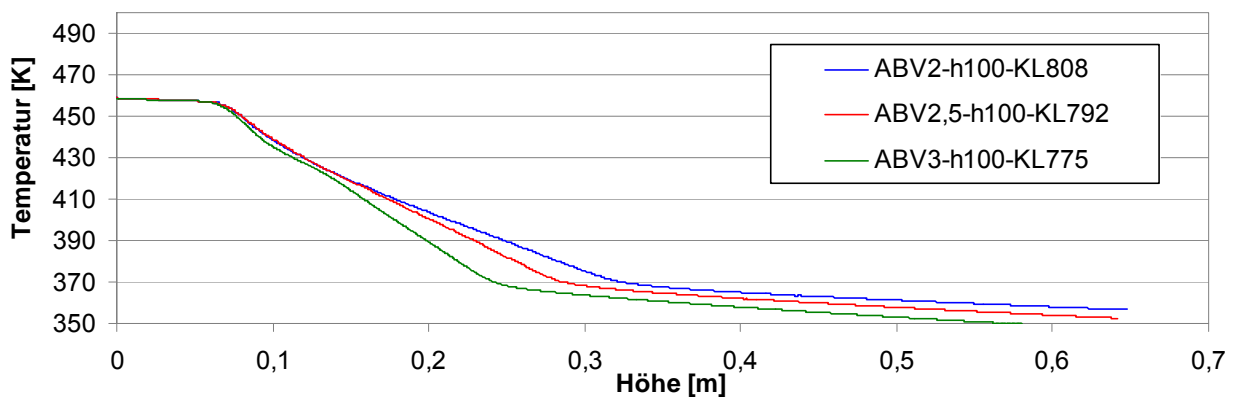


Abbildung 8-13 Ermittelte Temperaturprofile in Abhängigkeit des Aufblasverhältnisses

Die dargestellten Abbildungen (vgl. Abbildung 8-9 bis Abbildung 8-11) zeigen deutlich, dass mit Hilfe des hier entwickelten Simulationsmodells die verschiedenen Prozesszustände gut abgebildet werden können. Es kann generell eine realistische Folienkontur anhand aller einwirkenden Prozessgrößen erzielt werden. Dies wird lediglich durch einen Datensatz an kalibrierten, rheologischen Materialparametern erreicht. Des Weiteren ist deutlich eine Einflussnahme des aus der CFD-Analyse resultierenden Druckprofils zu

erkennen. Anhand der Kontur mit der am stärksten ausgeprägten Reaktion auf den Druck ist in Abbildung 8-14 die Beeinflussung der Konturberechnung dargestellt.

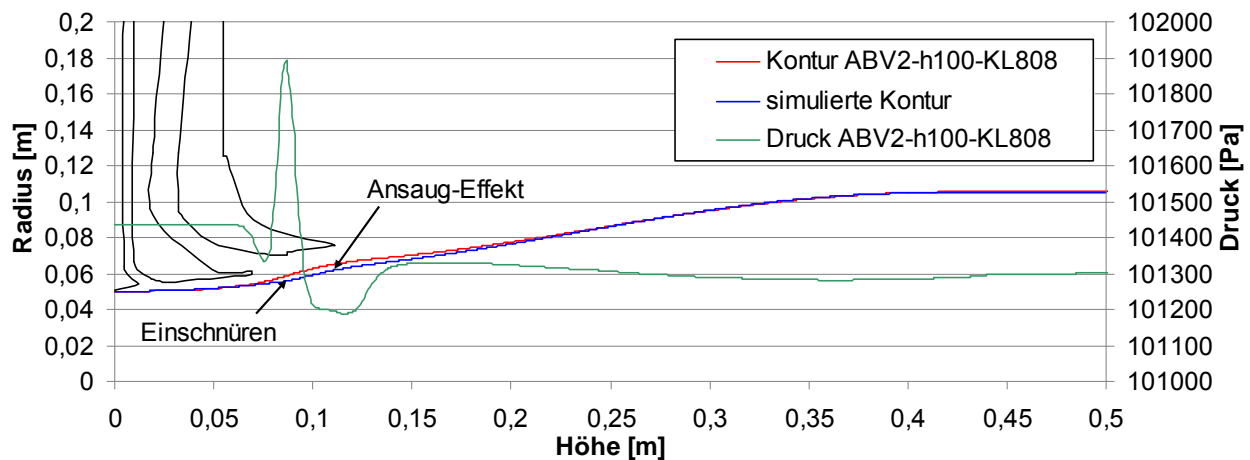


Abbildung 8-14 Darstellung der resultierenden Kontur in Verbindung mit dem errechneten Druckprofil

Im Druckverlauf ist deutlich zu erkennen, dass der auftreffende Kühlluftfreistrah auf den Folienschlauch einen Druckanstieg bewirkt, wodurch lokal die Blase zusammengedrückt wird. In diesem Prozesszustand ruft der Druckpeak ein stärkeres Ausweichen der Kontur hervor, als es der Referenzverlauf zeigt. Hier sei jedoch angemerkt, dass es sich im unteren Bereich $x < 0,1$ m um einen extrapolierten Konturverlauf handelt. Somit gilt die Referenz hier nur als Näherung. Des Weiteren kann durch den darauf anschließenden Unterdruck ein Ansaugen des Folienschlauches an die Kühlluftführung beobachtet werden.

Betrachtet man die Ergebnisse (Anhang 2) in ihrer Gesamtheit, so ist zu erkennen, dass die Abbildungsqualität in Abhängigkeit vom Aufblasverhältnis steht. Es kann beobachtet werden, dass sich die besten Abbildungsgüten bei Aufblasverhältnissen von 2 (Abbildung 8-9) erzeugen lassen, während mit wachsendem Aufblasverhältnis (Abbildung 8-10 und Abbildung 8-11) die Abweichung von der experimentell ermittelten Kontur steigt. Hinzu kommt, dass mit kleinem ABV die Folienkontur stärker auf das Druckprofil reagiert, was zu einer verbesserten Abbildung des Venturieffektes innerhalb der Kühlluftführung führt.

Bei Betrachtung der iterierten lokalen Prozessparameter Tabelle 8-4 wird deutlich, dass mit steigendem Aufblasverhältnis im Mittel die Abzugskraft durch den Kalibrierprozess erhöht wird. Die Ausbildung des Venturi-Effekts hängt im realen Prozess und ebenso in der Simulation von den wirkenden Spannungen ab. Einer Überhöhung der Spannungen in Extrusionsrichtung aufgrund erhöhter Abzugsspannung folgt somit ein prinzipiell höherer Spannungsverlauf in der Folie. Dies hat zur Folge, dass das außen anliegende Druckprofil aus der CFD-Analyse einen geringeren Einfluss auf die Konturberechnung hat.

Tabelle 8-4 Lokale Iterationsparameter der Kalibrierung

Betriebspunkt	F_{ab}^* [-]	Δp_{start} [Pa]	α [-]	β [-]
ABV2 – h50- KL912	3,13	176,576	0,392	0,458
ABV2 - h75 - KL857	1,516	288,254	0,434	0,455
ABV2 - h100 - KL808	0,494	19,891	0,123	0,768
ABV2 - h125 - KL797	0,49	93,269	0,093	0,842
ABV2,5 - h50 - KL901	8,681	235,942	0,151	0,522
ABV2,5 - h75 - KL846	6,313	197,954	0,179	0,551
ABV2,5 - h100 - KL792	7,33	150,269	0,204	0,561
ABV2,5 - h125 - KL753	8,077	19,434	0,281	0,532
ABV3 - h50 - KL912	5,738	234,678	0,404	0,398
ABV3 - h75 - KL846	4,028	481,779	0,296	0,549
ABV3 - h100 - KL775	14,467	115,757	0,121	0,481
ABV3 - h125 - KL715	8,035	201,478	0,394	0,436
ABV2,5 - h90 Zentralpunkt	4,429	100,158	0,269	0,517

In Tabelle 8-4 sind farblich die Prozesszustände markiert, die eine Abhängigkeit zum dargestellten Prozesszustand erkennen lassen. So können für die dimensionslose Abzugskraft Wertebereiche definiert werden, in denen sich individuell zum Aufblasverhältnis die Kraft einstellt. Die unmarkierten Datensätze repräsentieren Ergebnisse, bei denen der Optimierer im Rahmen der globalen Optimierung ein zweites lokales Minimum als optimal ansieht. Manuell durchgeführte Optimierungen der einzelnen Zustände haben bestätigt, dass hier ebenfalls ein absolutes Minimum gefunden werden kann.

Für den Faktor β der richtungsabhängigen Nullviskositäten in Umfangsrichtung lässt sich für diesen Kalibrierraum ein Wert um 0,5 finden. Des Weiteren befindet sich der Faktor α , zur Beschreibung der Viskosität in Dickenrichtung nahezu für alle Aufblasverhältnisse in einem niedrigeren Wertebereich um 0,25. Bemerkenswert ist, dass sich α im Verhältnis zu β konträr verhält. Voruntersuchungen haben darüber hinaus gezeigt, dass die Spannungsentwicklung in Foliendickenrichtung aufgrund ihrer niedrigen Beträge einen verschwindend kleinen Beitrag zur Konturausbildung hat.

Einzig der Startdifferenzdruck Δp_{start} zur Berechnung der Startspannungen verfolgt keine klare Tendenz und stellt sich für jeden Zustand individuell ein.

Anhand dieser durchgeführten Kalibrierung in Verbindung mit den gemessenen Prozessgrößen p_{innen} , \dot{V}_i ist es nunmehr möglich, iterativ Zustände zu berechnen.

8.4 Fazit der Kalibrierung

Basierend auf einem mit minimalem Messumfang ermittelten Kalibrierraum konnte der Nachweis erbracht werden, dass das gekoppelte Prozessmodell kalibriert werden kann. Mit Hilfe des hier entwickelten Simulationsmodells gelingt es, den vollständigen Kalibrierraum abzubilden. Durch den Einsatz lediglich eines kalibrierten Datensatzes für das Material kann diese umfassende Abbildung erreicht werden. Ferner zeigen die Ergebnisse der Kalibrierung, dass plausible Materialparameter bestimmt werden können. Darüber hinaus können Abhängigkeiten in den iterierten Materialkennwerten nachgewiesen werden, die Relationen zu den realen Prozesszuständen aufzeigen.

Erstmals ist es gelungen, für einen vollständigen Satz an Prozesszuständen jeweils eine Abbildung des Folienverlaufs zu erzielen. Für alle deutlich voneinander abweichenden Prozesszustände kann eine bemerkenswert gute Abbildungsgüte erreicht werden. So werden alle Konturverläufe in Kombination mit der exakten Frostliniehöhe und der entsprechenden Foliendicke wiedergegeben. Trotz dieser generell guten Ergebnisse kann beobachtet werden, dass die Konturen mit zunehmendem Aufblasverhältnis nicht in jedem Detail den experimentell ermittelten folgen können. Dies betrifft lediglich den Bereich der Kühlluftführung. Zu beobachten ist, dass der experimentell ermittelte Venturi-Effekt in der berechneten Kontur nicht so ausgeprägt wiedergegeben werden kann. Ungeachtet dieser Abbildungsungenauigkeit ist zum ersten Mal ein korrekter Einfluss des Druckprofils in allen Konturberechnungen zu beobachten. Nur durch die Implementierung des Druckprofils als wichtigen Bestandteil dieser statischen Gleichgewichtszustände konnten diese Ergebnisse erzielt werden.

9 Validierung des Modells

Die durchgeführten Untersuchungen hinsichtlich einer Validierung, d. h. dem Nachweis, dass die Modellbildung der vorgegebenen Problemstellung angepasst ist, soll eine Anwendbarkeit des Modells im Kalibrierraum beweisen. Hierzu werden in diesem Abschnitt verschiedene Prozesszustände virtuell herbeigeführt, die das Abbildungsvermögen des iterativen Modells aufzeigen.

Dies sind im Einzelnen:

- Iterative Abbildung statischer Prozesszustände im Kalibrierraum
- Iterative Berechnung eines unbekannten Zustands
- Iterative Berechnung einer Kontur bei geändertem Kühlsystem

9.1 Aufbau des Simulationsmodells zur Validierung

In der Validierung erfolgt die Berechnung unbekannter Zustände. Dies stellt gleichzeitig das übergeordnete Ziel dieses hier entwickelten gekoppelten Simulationsmodells dar. Nach erfolgter Kalibrierung kann nun eine iterative Berechnung zur virtuellen Abbildung von quasistationären Prozesszuständen durchgeführt werden. Ausgehend von einem bekannten Startzustand wird mit Hilfe des Simulationsmodells ein gänzlich unbekannter Endzustand ermittelt. Auf Grundlage dieses verfolgten Ziels gestaltet sich der Aufbau des Simulationsmodells wie in Abbildung 9-1 dargestellt.

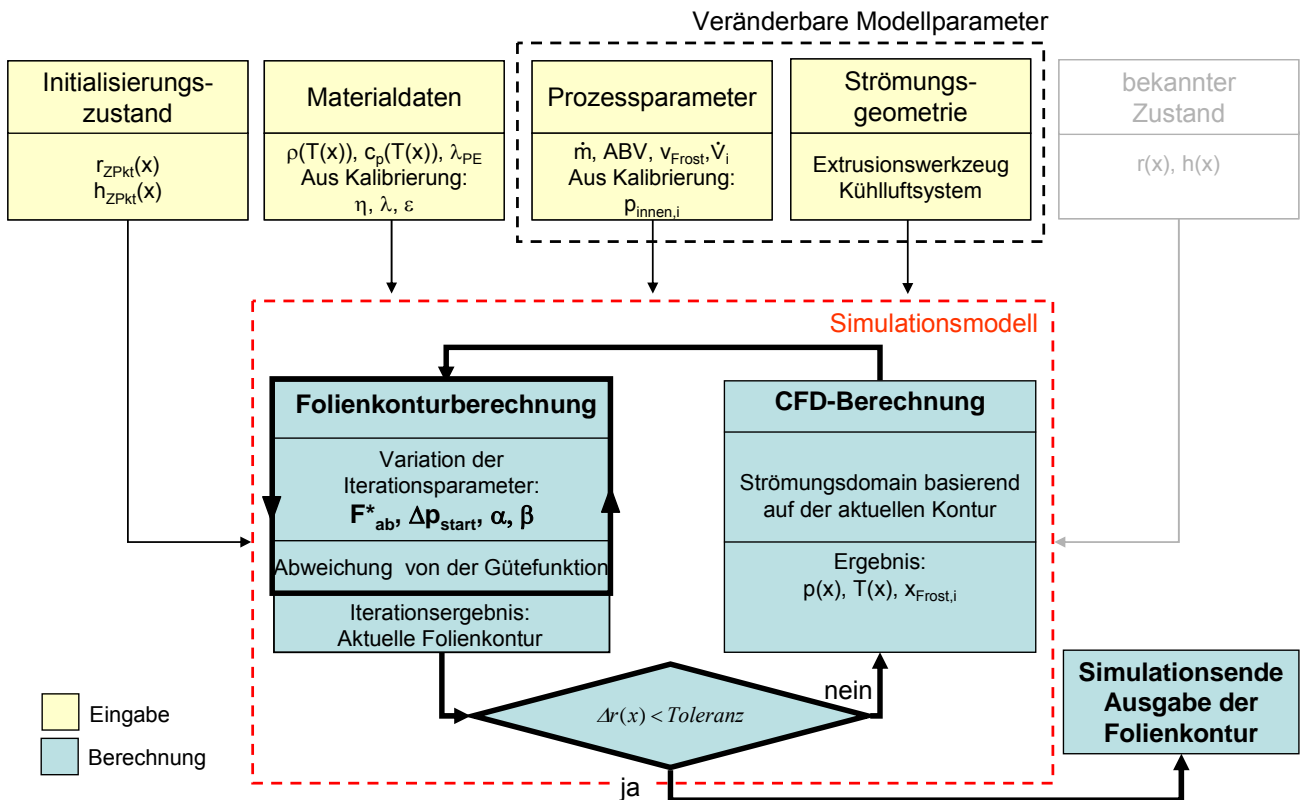


Abbildung 9-1 Blockschaltbild des Simulationsmodells zur Berechnung unbekannter Prozesszustände

Durch den Initialisierungszustand wird dem Berechnungsalgorithmus mit einer Kontur sowie einem Dickenverlauf ein Ausgangszustand bereitgestellt.

Für einen unbekannten Zustand muss innerhalb der inneren Iterationsschleife neben der Kontur ein neues Dickenprofil ermittelt werden. Ein Vorteil der Umsetzung des Simulationsmodells in Matlab ist, dass die Möglichkeit besteht, die Foliendicke ebenfalls mitzuberechnen. Hierzu kann eine zusätzliche Gleichung 9-1, die aus dem Kräftegleichgewicht in Extrusionsrichtung folgt, in das simultan zu lösende Gleichungssystem und somit auch in die Gütefunktion eingefügt werden.

$$h(x) = \frac{F_{Ab} - \pi \cdot \Delta p(x) \cdot (r_{Frost}^2 - r(x)^2)}{2 \cdot \pi \cdot r(x) \cdot \sigma_{11}(x) \cdot \cos(\theta(x))} \quad \text{Gl. 9-1}$$

Voruntersuchungen haben gezeigt, dass bei vollkommen unbekannten Zielzuständen die simultane Lösung der Dicke nur bedingt möglich ist. Ein korrekter Dickenverlauf stellt eine weitere Zielgröße dar, die in der Gütefunktion berücksichtigt werden muss. Aufgrund der Vielzahl an Zielgrößen können jedoch Mehrfachlösungen zu dem Optimierungsproblem existieren. Nur durch starke Restriktionen im Variationsbereich der Parameter ist es möglich, die optimale Gesamtlösung für den Foliendickenverlauf in Kombination mit der Folienkontur, dem Aufblasverhältnis und der Enddicke zu treffen. Dies schränkt jedoch das Prozessmodell in seinem Abbildungsraum stark ein. Bedingt durch diese Problematik erfolgt die Definition des jeweiligen Foliendickenverlaufs anhand eines Referenzgeschwin-

digkeitsverlaufes (vgl. Abbildung 9-2). Dieser Referenzgeschwindigkeitsverlauf wurde in Vorversuchen für ein Aufblasverhältnis 2 bei maximaler Kühlluftgeschwindigkeit und einer Enddicke von 100 μm ermittelt.

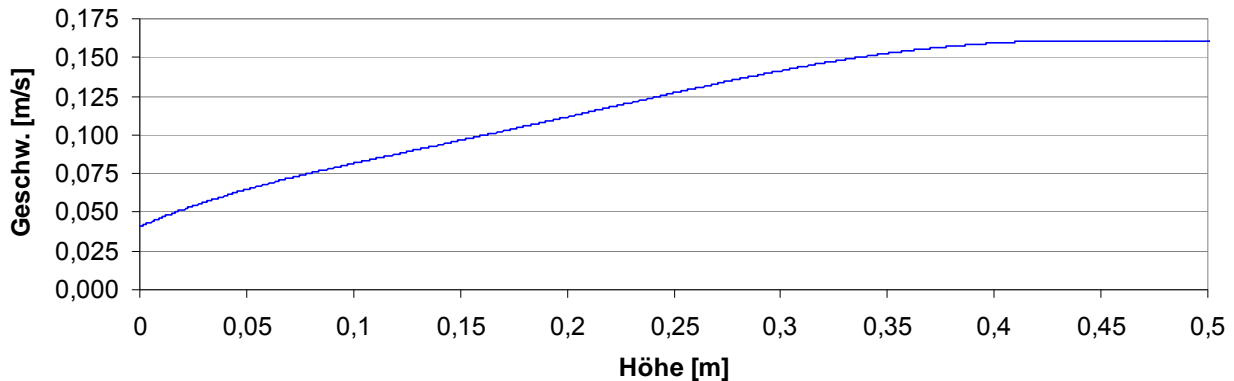


Abbildung 9-2: Darstellung des Referenzfoliengeschwindigkeitsverlaufs (ABV2-h100-KL803)

Für jeden neuen Betriebspunkt wird angenommen, dass sich ein verwandtes Dehngeschwindigkeitsprofil in Extrusionsrichtung einstellt. Diese Annahme ist getroffen worden, da die Beeinflussung bzw. Änderung des Foliengeschwindigkeitsverlaufes in Extrusionsrichtung im Wesentlichen durch die temperaturdominierte Deformationsgeschwindigkeit erfolgt. Der wesentliche Unterschied lässt sich im Erreichen der Frostlinienhöhe festmachen. Aufgrund dieser Überlegungen erfolgte eine Normierung des Geschwindigkeitsprofils bezogen auf die Frostlinienhöhe.

Zur Ermittlung des abgeänderten Geschwindigkeitsprofils findet die jeweilige Frostlinienhöhe sowie die zu dem Prozesszustand gehörige Folienendgeschwindigkeit Verwendung. Die Frostlinie ist bekannt aus der zuvor errechneten Kontur und der darauffolgenden CFD-Analyse. Bezogen auf diese Werte erfolgt eine dem Prozesszustand entsprechende Dehnung der Foliengeschwindigkeit in Extrusionsrichtung. Die Dehngeschwindigkeit in Umfangsrichtung ist durch die aktuelle Folienkontur festgelegt. Somit kann mit Hilfe der Massenerhaltung (Gl. 5-10) anhand der temperaturabhängigen Dichte der Foliendickenverlauf ermittelt werden. Durch diese Vereinfachung wird für die Berechnung der Kontur eine deutliche Verbesserung der numerischen Stabilität erreicht.

Weitere Eingabewerte für die Berechnung stellen die Materialparameter dar. Sie folgen aus den bereits bekannten Größen $c_p(T(x))$, $\rho(T(x))$ (Kapitel 12.1) sowie aus der Kalibrierung stammenden Materialkennwerten η , λ , ε . Analog zu den im vorherigen Kapitel aufgeführten Modellen gehen auch hier die Prozessparameter sowie die Kühlluftführungsgeometrie als einflussnehmende Größen in das Modell ein. Im Gegensatz zu der bisher betrachteten Abbildung bekannter Zustände sind diese Prozessparameter nun auch als veränderbar anzusehen. Aufgrund der erfolgten Kalibrierung bezogen auf das verwendete Polymer werden die Materialdaten von den veränderbaren Parametern ausgenommen. Als Iterationsparameter stehen dem Modell die in der Tabelle aufgeführten Parameter zur Verfügung.

Tabelle 9-1 Iterationsparameter der Validierung

Iterationsparameter:
$\alpha, \beta, F_{ab}^*, \Delta p_{start}$

Innerhalb dieser Iterationsrechnungen erfolgt nun das Durchlaufen der vollständigen Iterationsschleife. Beide gekoppelte Berechnungsmodul CFD-Analyse und Folienkonturberechnung werden in jedem Schritt absolviert. Die Kopplung erfolgt wie in Kapitel 5.1 beschrieben.

Vorab ist nun ein Referenzzustand nicht bekannt, somit müssen Zielvorgaben definiert werden, die sinnvoll einen neuen stabilen Betriebspunkt kennzeichnen. Für die innere Iterationsschleife der Folienkonturberechnung ist die Zielfunktion wie in Gleichung 9-2 dargestellt definiert. Grundsätzlich gilt diese Zielfunktion für alle Berechnungen unbekannter Zustände und somit für die gesamte Validierung.

$$f_{val} = GW_h \cdot \left| \left(h_{end_ref} - h_{neu}(x_{Frost}) \right) \right| + GW_r \cdot \left| \left(r_{end_ref} - r_{neu}(x_{Frost}) \right) \right| + GW_{r'} \cdot \left| \left(r'_{end_ref} - r'_{neu}(x_{Frost}) \right) \right| + GW_{x_{Frost}} \cdot \left| \left(x_{Frost_ref} - x_{Frost_neu} \right) \right| \quad \text{Gl. 9-2}$$

Essenziell ist, dass sich jeder neu zu berechnende Zustand vollkommen frei ausbilden kann. Daher sind für die Gütefunktion die berechnete Folienenddicke, das Aufblasverhältnis, die Ableitung der Kontur an der Frostlinienhöhe sowie die Position der Frostlinie als Zielgrößen gewählt worden. Das ABV und die Foliendicke $h_{neu}(x_{Frost})$ liegen als benutzerdefinierte Eingangsdaten vor. Die Frostlinienhöhe x_{Frost} resultiert ihrerseits aus der vorangegangenen CFD-Simulation. Somit wird ausgehend vom Startzustand eine schrittweise Annäherung an den unbekannten Zustand realisiert.

Für diese Gütefunktion wurden durch Voruntersuchungen Gewichtungsfaktoren (vgl. Tabelle 9-2) gefunden, die sich für eine optimale Abbildung einer iterativ berechneten Kontur eignen.

Tabelle 9-2 Gewichtungsfaktoren der Zielfunktion bei der Validierung

Gewichtung Radius	Gewichtung Ableitung bei x_{Frost}	Gewichtung Foliendicke	Gewichtung Frostlinienhöhe
$GW_r = 40$	$GW_{r'} = 1$	$GW_h = 1000$	$GW_{x_{Frost}} = 10$

Da nicht in jedem Prozesszustand ein Venturi-Effekt vorliegt, ist ein deutliches Abweichen der Druckprofile während der Iterationsschleifen zu erkennen. Gravierende Unterschiede sind vor allem beim Übergang vom Vorhandensein zum vollständigen Auflösen des Venturi-Effekts zu erkennen. Dies haben bereits die Druckprofile der beiden Referenzkonturen der Verifizierung zeigen können (vgl. Abbildung 7-2). Das Druckprofil ist jedoch ein impliziter Bestandteil der korrekten Konturberechnung und hat einen deutlichen Einfluss auf die Blasenform. Bei höheren Volumenströmen bzw. bei sich während der Iteration stark verändernden Konturen kommt dieser Effekt verstärkt zum Tragen. Es hat sich gezeigt, dass

starke Abweichungen einzelner Parameter zu Konvergenzproblemen führen können [Jan09].

Der Beginn der Prozessiteration ist jedoch dadurch gekennzeichnet, dass alle benötigten Parameter des zu berechnenden Zustands in Kombination an das Simulationsmodell übergeben werden. Bei Prozesszuständen, die deutlich vom Initialisierungszustand abweichen, muss davon ausgegangen werden, dass in den ersten Iterationsschritten stark abweichende Konturen resultieren, da sich die Iterationsergebnisse anfänglich sprunghaft ändern. Um ein Divergieren der Simulation oder ein plötzliches Aufweiten der Kontur zu unterbinden, ist eine Dämpfung in die Konturverschiebung eingeführt worden. Durch sie wird benutzerdefiniert die Verschiebung der Kontur bezogen auf die Höhenkoordinate prozentual reduziert. Basierend auf der Abweichung des neu berechneten zu dem vorherigen Konturverlauf wird die Verschiebung anhand eines Faktors abgemindert. In dem hier verwendeten Simulationsmodell wurden nur 25 % der Konturverschiebung pro Iterationsschritt realisiert.

Das Abbruchkriterium für die gesamte Simulation stellt die Abweichung der Konturen des aktuellen im Vergleich zu dem vorangegangenen Iterationsschritt dar. Die Bestimmung der Abweichung und somit das Ende der Simulationsschleife wird ungeachtet der Dämpfung berechnet.

9.2 Abbildungsvermögen stationärer Prozesszustände

Um ein gültiges Modell zur Konturvorhersage zu erhalten, muss es die einzelnen Prozesszustände, anhand derer es kalibriert wurde, als statische Zustände abbilden können. D. h. diese Prozesszustände müssen beim Durchlaufen einer iterativen Konturberechnung, auf der Grundlage ihrer in der Kalibrierung gefundenen Parameter, stabil wiedergegeben werden. Während der Kalibrierung sind Parameter für eine optimale Abbildung einer bekannten Kontur gefunden worden. Die Kalibrierung beinhaltet jedoch die Annahme, dass die ermittelten Konturen in Verbindung mit den berechneten Strömungsbedingungen bereits einen Gleichgewichtszustand abbilden. Bedingt durch die Kalibrierung an dreizehn Prozesszuständen treten jedoch geringe Abweichungen in der Konturabbildung der jeweiligen Zustände auf. Somit muss davon ausgegangen werden, dass sich bei Iterationsrechnungen erst ein Gleichgewichtszustand einstellen muss. Unter Verwendung des Zentralpunkts ist das kalibrierte Simulationsmodell dahingehend untersucht worden.

Tabelle 9-3 Experimentell ermittelte Parameter des Zentralpunkts

ABV	\dot{m} [kg/h]	h_{Frost} [μm]	v_{Frost} [m/min]	\dot{V} [m³/h]	p_{innen} [Pas]	x_{Frost} [m]
2,5	35	90	9,64	824,89	108	0,388

Hierbei bildet der Konturverlauf des Zentralpunkts (ABV2,5-h90-KL825) den Initialisierungszustand für die Simulation. Gleichzeitig stellt er auch den zu ermittelnden Zielzustand

dar, wobei der Konturverlauf als unbekannt betrachtet wird und dementsprechend nicht mit in die Gütefunktion einfließt.

Abbildung 9-3 zeigt die Entwicklung der ersten neun durchgeführten Iterationen ausgehend von der gemessenen Kontur des Zentralpunkts.

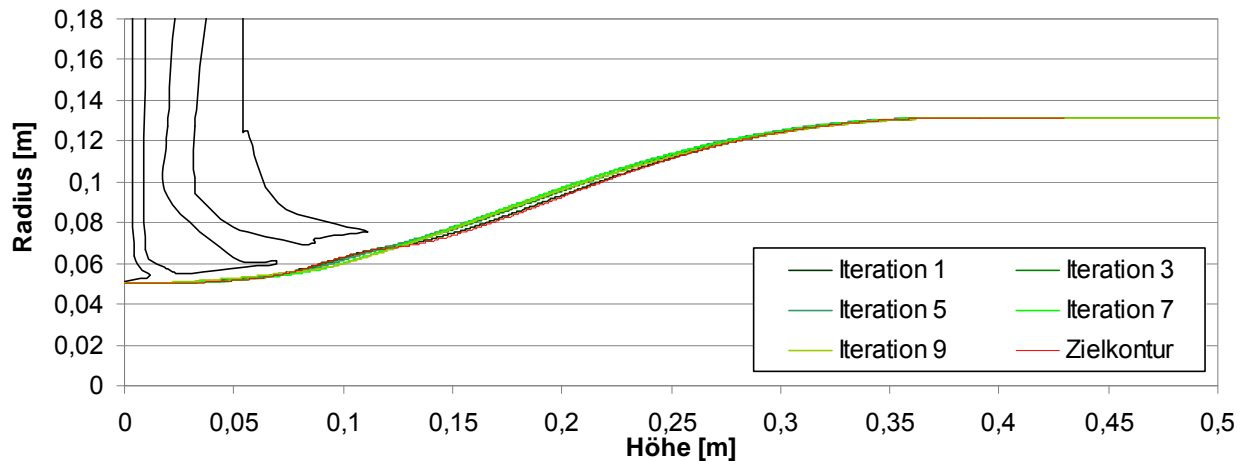


Abbildung 9-3 Konturverläufe der Iterationsschritte 1-9

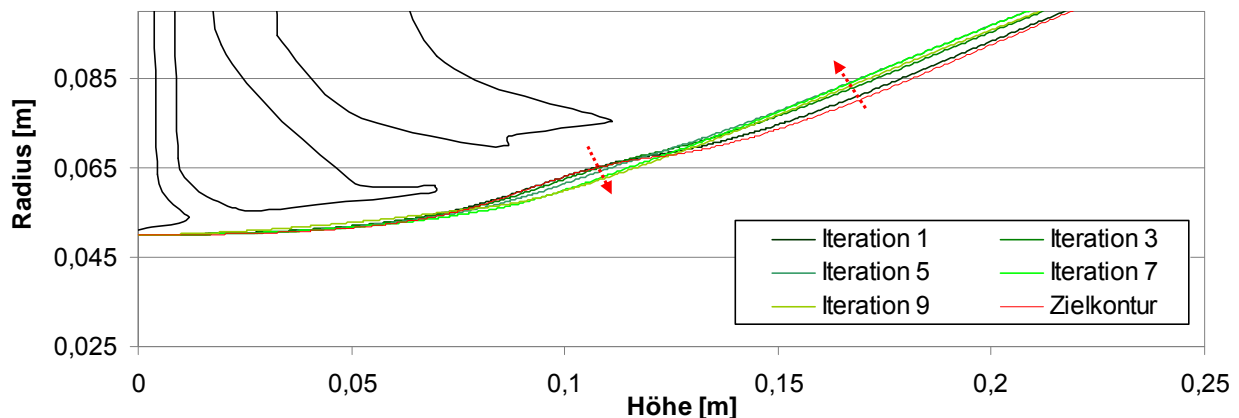


Abbildung 9-4 Konturverläufe im Bereich der Kühlluftführung der Iterationsschritte 1-9

Zu erkennen ist eine Abweichung im Bereich der Kühlluftführung. Da es sich bei der experimentell ermittelten Kontur im nichterfassbaren Bereich der Kühlluftführung um eine extrapolierte Kontur handelt, ist eine geringe Abweichung in dieser Region nicht unwahrscheinlich. Eine Beeinträchtigung in dieser Form ist jedoch in der Realität nicht zu beobachten und spiegelt den experimentell ermittelten Zustand nicht wider.

Deutlich ist zu erkennen, dass sich die Ausformung aufgrund des Venturi-Effekts immer weiter zurückbildet. Innerhalb der ersten zehn Iterationsschritte hat sich dieser Effekt fast vollständig zurückgebildet. Aufgrund der schrittweisen Durchmesserabnahme innerhalb der oberen Kühlluftführung ändern sich lokal die Luftgeschwindigkeit und folglich der resultierende Druckverlauf (vgl. Abbildung 9-5).

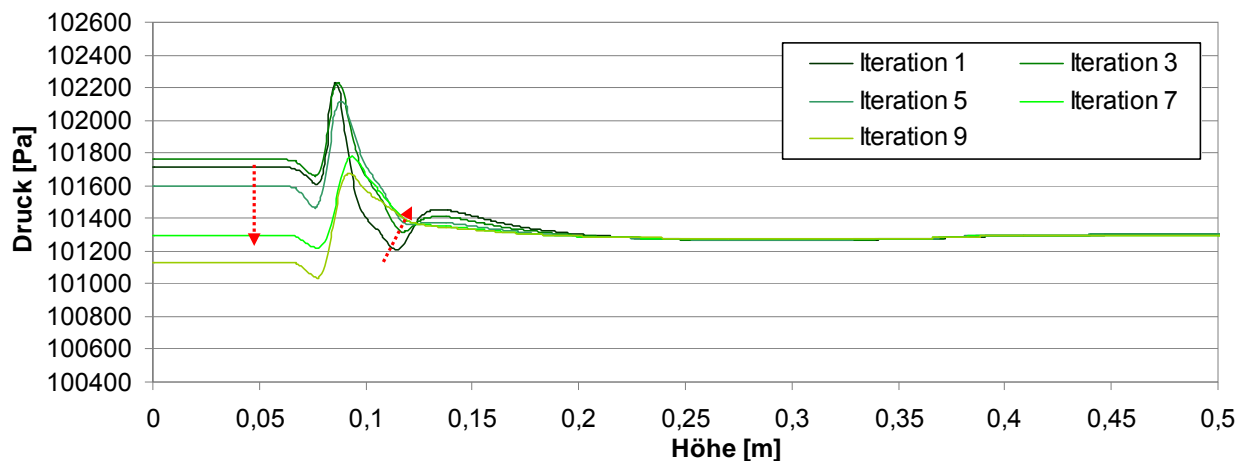


Abbildung 9-5 Druckentwicklung mit Verlauf der Iterationen

Innerhalb des Kühlrings ist vor dem Auftreffen des Luftstrahls auf die Folie ein Unterdruck festzustellen. Dieser bildet sich mit dem fortschreitenden Auflösen des Ansaugens der Folie immer weiter zurück. Hervorgerufen wird dieser Effekt durch die Erweiterung des durchströmten Ringspalts zwischen Folie und Kühlluftführung. Hierdurch wird der Kühlluftvolumenstrom nicht mehr so intensiv beschleunigt. Dem vollständigen Auflösen des Venturi-Effekts folgt dementsprechend ein Unterdruck im Führungssystem, wie in der Abbildung 9-5 zu erkennen ist. Die im Kapitel der Verifizierung durchgeführten Messungen an der Versuchsanlage bestätigen ein solches Phänomen.

In der Änderung des Konturverlaufs spiegeln sich die Druckverläufe der Realität entsprechend wider. Abbildung 9-6 zeigt die folgenden Iterationsschritte bis zur Iteration 18. Deutlich ist zu erkennen, dass sich die Folie der untersten Führungslippe annähert.

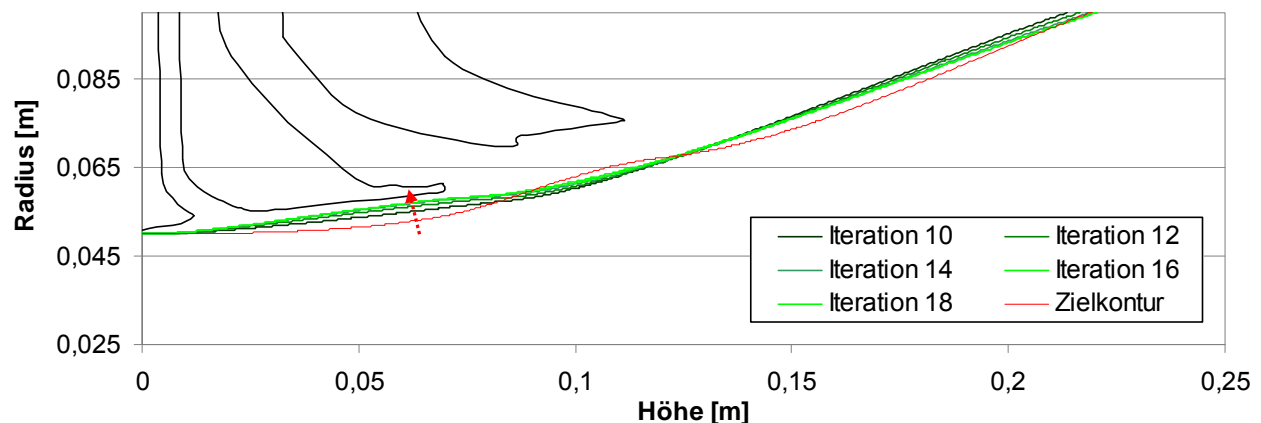


Abbildung 9-6 Konturverläufe in der Kühlluftführung der Iterationsschritte 10-18

Im weiteren Verlauf kann ein Ansaugen der Folien nicht wieder erreicht werden, so dass sich die Einflussnahme des Venturi-Effekts auf ein Minimum reduziert. Mit Ablösen des Folienschlauches von der Kühlluftführung folgt eine größere durchströmte Austrittsfläche. Dies hat zur Folge, dass sich die Abkühlbedingungen hervorgerufen, durch die nun reduzierte Geschwindigkeit des Freistrahls, ebenfalls ändern. Die simulierte Schlauchbildungs-

zone reagiert mit einer Erhöhung der Frostlinie. Ein vergleichbares Verhalten ist in der Realität als Folge des Auflösens des Venturi-Effekts zu beobachten.

In Abbildung 9-7 ist die weitere Entwicklung der folgenden Iterationsschritte 12-18 aufgeführt.

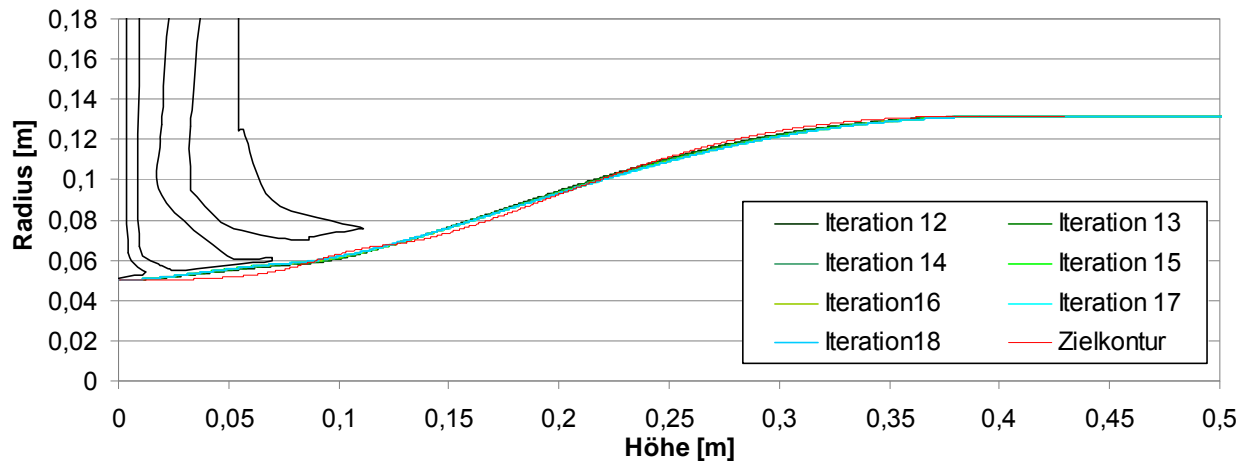


Abbildung 9-7 Konturverläufe der Iterationsschritte 12-18

Die Iterationen zeigen, dass sich die Kontur einem stabilen Endzustand nähert und nur noch geringfügige Abweichungen im gesamten Folienkonturverlauf zu verzeichnen sind. Nach dem 18ten Iterationsschritt ist das definierte Konvergenzkriterium dem Anschein nach erreicht. Iteration 19 zeigt jedoch noch einmal eine sprunghafte Änderung, so dass weitere Iterationsschritte benötigt wurden. Auf diesen Sprung reagiert das Modell äußerst stabil. So nähert sich die Kontur nach weiteren zehn Iterationen wieder einem Endzustand an.

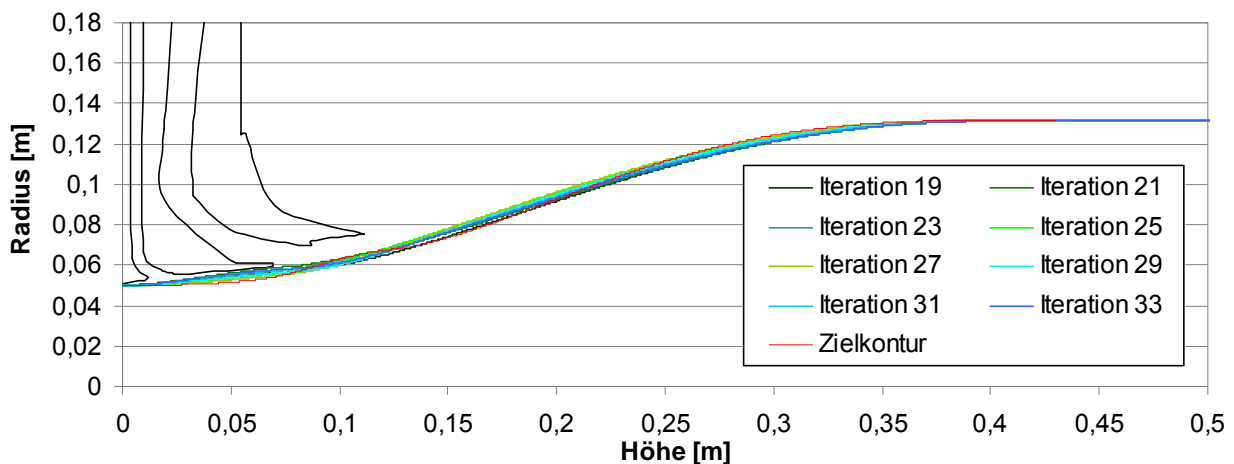


Abbildung 9-8 Konturverläufe der Iterationsschritte 19-33

Auch wenn das Simulationsmodell den hier betrachteten Zustand nicht in allen Belangen nachbilden kann, ist festzustellen, dass eine Abbildung eines quasistationären Zustands erreicht wird. Dies geschieht unter Einbeziehung aller Einflussgrößen, die ihrerseits einen realitätsgetreuen Einfluss auf die Folienkontur haben. Auf die geänderten Abkühlbedin-

ungen in Kombination mit dem Auflösen des Venturi-Effekts reagiert das Modell erwartungsgemäß mit einer Änderung der Frostlinienhöhe.

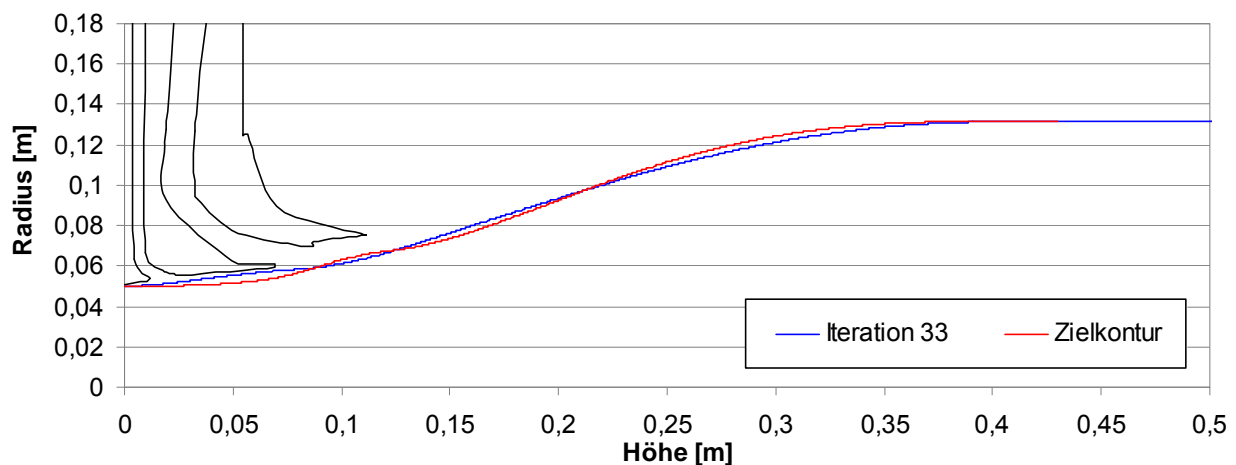


Abbildung 9-9 Berechnete Endkontur im Vergleich mit der Zielkontur

Der in Abbildung 9-9 dargestellte Endzustand weist im Vergleich zu dem experimentell ermittelten Konturverlauf eine höhere Frostlinie von ca. 30 mm auf. Dies ist hauptsächlich durch den Verlust des Venturi-Effekts begründet.

9.3 Abbildungsvermögen eines unbekannten Zustands

Mit Erreichen eines stabilen Zustands des Zentralpunkts erfolgt die Untersuchung des Modells hinsichtlich der Abbildung eines unbekannten Zustands ausgehend vom Zentralpunkt. Als Initialisierungszustand für die Berechnung dient der im vorherigen Abschnitt 9.2 ermittelte Gleichgewichtszustand für den Zentralpunkt. Um die Gültigkeit des aufgestellten Modells zu untermauern, wird ein gänzlich vom Zentralpunkt abweichender Zielzustand angestrebt. Durch Ändern der Folienenddicke sowie durch Abändern des Aufblasverhältnisses wird dieser neue Zustand definiert, welcher im Folgenden iterativ zu berechnen ist. Die Abbildung 9-10 zeigt den Start- (ABV2,5-h90-KL825) sowie den angestrebten Zielzustand (ABV2-h125-KL798).

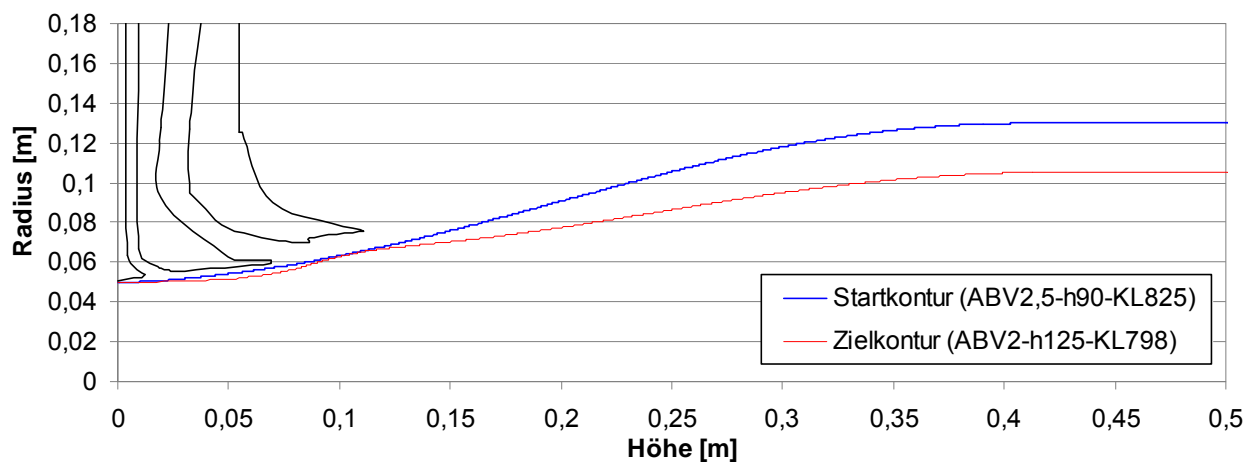


Abbildung 9-10 Darstellung des Startzustands (Zentralpunkt Simulation 20) und des gemessenen Zielzustands (ABV 2-h125-KL798)

In nachfolgender Tabelle sind die Prozessparameter des Ausgangszustands sowie des Zielzustands aufgeführt.

Tabelle 9-4 Parameter des Ausgangs- und des Zielzustands

ABV	\dot{m} [kg/h]	h_{Frost} [μm]	v_{Frost} [m/min]	\dot{V} [m ³ /h]	p_{innen} [Pas]	x_{Frost} [m]
2,5	35	90	9,64	824,89	108	0,388

ABV	\dot{m} [kg/h]	h_{Frost} [μm]	v_{Frost} [m/min]	\dot{V} [m ³ /h]	p_{innen} [Pas]	x_{Frost} [m]
2	35	125	8,6	797,58	104	0,451

Alle benötigten Parametervariationen werden direkt als Parameter in den Simulationsprozess eingegeben. Aufgrund der deutlich abweichenden Prozessparameter stellen sich hierbei die oben beschriebenen stark abweichenden Zwischenergebnisse ein. Ein Divergieren der Simulation unterbindet in diesem Fall wirkungsvoll die Dämpfung zwischen den Iterationsschritten. In der Abbildung 9-11 sind die ersten fünf Iterationsschritte aufgeführt.

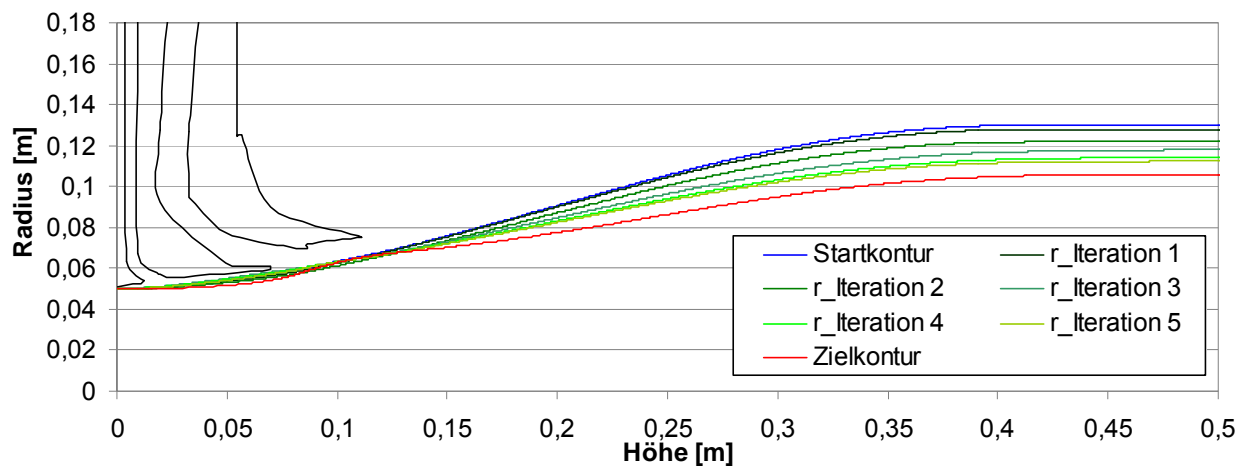


Abbildung 9-11 Konturverläufe der Iterationsschritte 1-5

Begonnen vom quasistationären Zustand des Zentralpunkts kann direkt eine Abnahme des Aufblasverhältnisses erzielt werden. Da unmittelbar die neuen Parameter des Zielzustands eingesetzt werden und somit auch der geänderte Kühlluftvolumenstrom, ist in der Entwicklung des Druckes ein starker Einfluss zu verzeichnen. Abbildung 9-12 zeigt die Druckentwicklung der ersten elf Iterationen. Durch die daraus folgende Folienreaktion wird ein deutlicher Unterdruck an der oberen Führungslippe ausgebildet. Hervorzuheben ist, dass das Modell trotz vorgegebenem verringertem Kühlluftvolumenstrom und kleinerem Aufblasverhältnis bereits in den ersten Iterationsschritten einen Unterdruck an der Kühlluftführung berechnet.

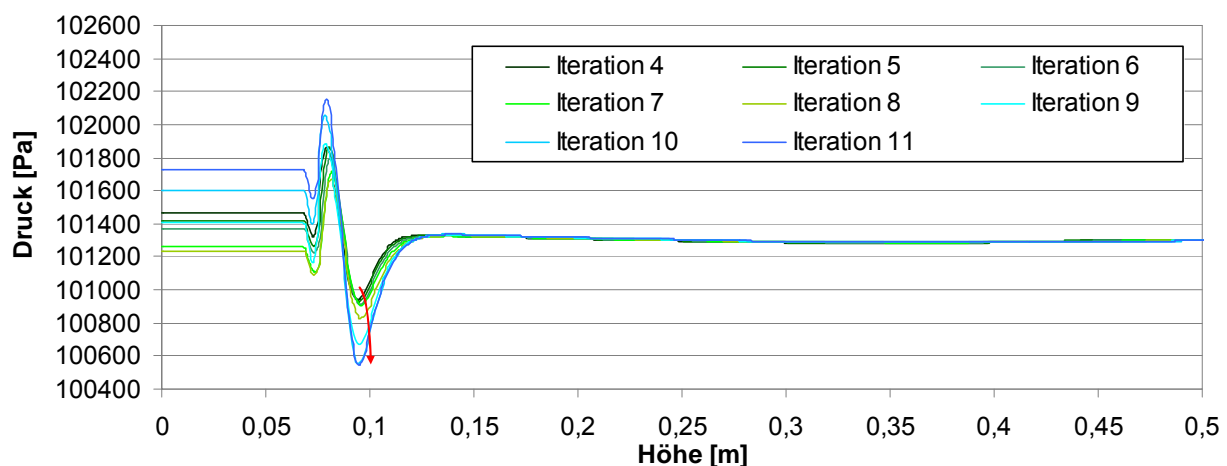


Abbildung 9-12 Entwicklung des Druckverlaufs innerhalb der Iterationsschritte 4-11

Im Weiteren wird die Darstellung der Konturentwicklung aufgrund der Fülle an Zwischenergebnissen auf jeden zweiten Iterationsschritt reduziert.

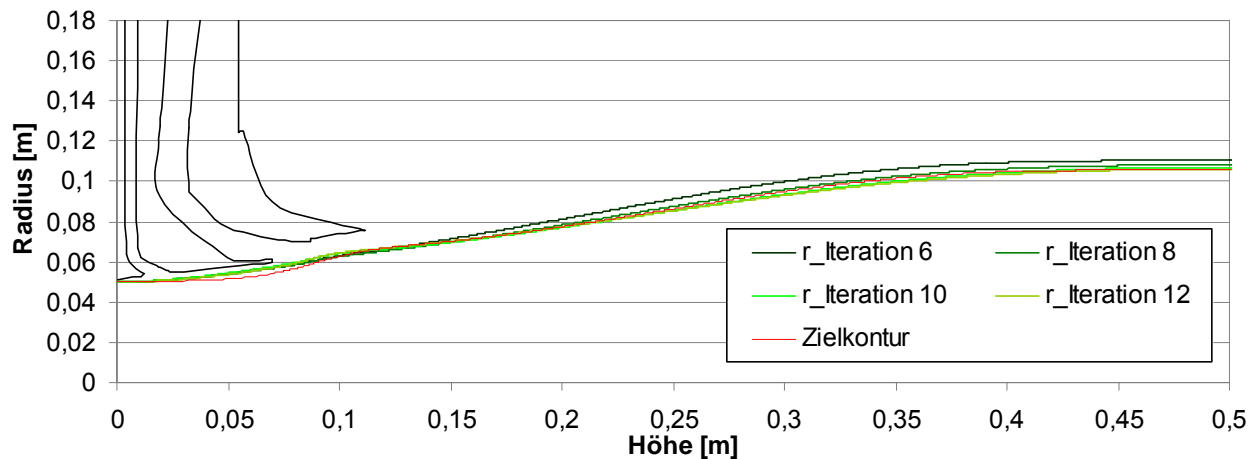


Abbildung 9-13 Konturverläufe der Iterationsschritte 6-12

Deutlich ist zu erkennen, dass sich die Kontur dem gemessenen Zielzustand schnell annähert. Bereits nach der achten Iteration ist das ABV in Kombination mit der Frostlinienhöhe bei geforderter Enddicke erreicht. Die weiterführende Iteration (vgl. Abbildung 9-14) zeigt ein Unterschreiten der Zielkontur nahe der Frostlinie bei gleichzeitiger Überschreitung der Frostlinienhöhe. Errechnet wird eine um ca. 50 mm höhere Frostlinie.

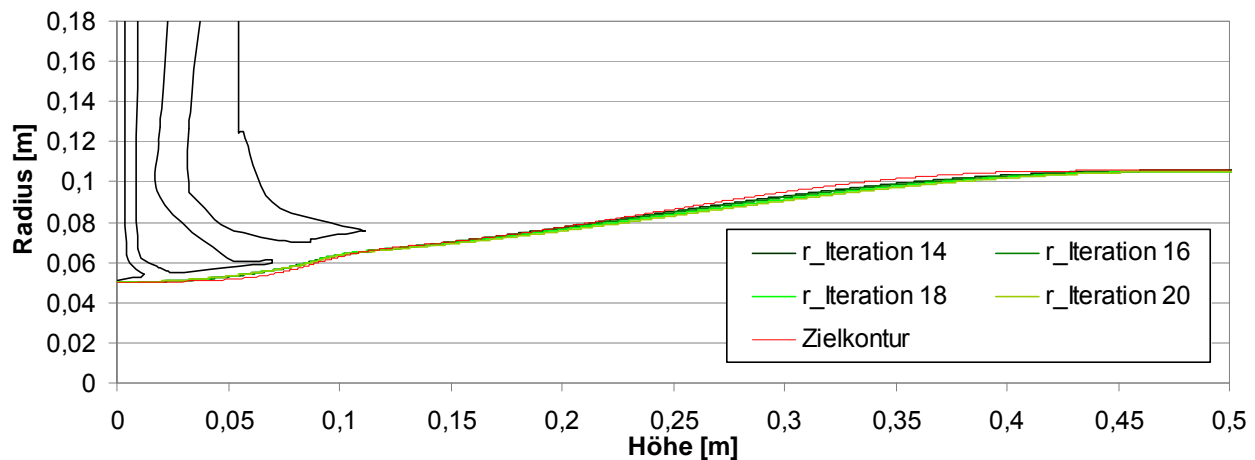


Abbildung 9-14 Konturverläufe der Iterationsschritte 14-20

Bemerkenswert ist, dass hervorgerufen durch die Folienreaktion wieder ein Venturi-Effekt ausgebildet werden kann. Ferner belegen die Iterationen, dass dieser dauerhaft aufrechterhalten wird und sich der gesamte Blasenverlauf stabilisiert. Eine Stabilisierung ist ebenfalls in dem Druckprofil zu erkennen, welches zu einem Endzustand konvergiert.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass ausgehend von einer Initialisierungskontur ein vollkommen unbekannter Zustand nahezu exakt berechnet werden kann. Es ist gelungen, eine Gestaltänderung unter Berücksichtigung aller Prozesseinflüsse herbeizuführen. Erreicht wurde dies durch eine kombinierte Änderung mehrerer Parameter, maßgeblich der Folienenddicke, des Kühlluftvolumenstroms und des Aufblasverhältnisses. Hervorzuheben ist hierbei, dass sich der anfänglich nicht vorhandene Venturi-Effekt im

Lauf der Iterationen wieder ausbildet und auch aufrechterhalten werden kann. Dies zeigt, dass das Simulationsmodell fähig ist, auch diese stationären Strömungsphänomene abzubilden. Des Weiteren ist bei Betrachtung der Temperaturverläufe der einzelnen Iterationen gut zu erkennen, dass ab diesem Schritt der Abkühlprozess positiv beeinflusst wird.

9.4 Abbildungsvermögen geänderter Kühlluftführungsgeometrien

Im Schritt der Verifizierung konnte bereits gezeigt werden, dass das Modell auf ein außen anliegendes Druckprofil der Realität entsprechend reagiert. Darüber hinaus gelang es im vorangegangenen Kapitel nachzuweisen, dass ein stabiler Unterdruckbereich hervorgerufen durch den Venturi-Effekt aufrechterhalten werden kann. Dies ist von großer Bedeutung, da die Abbildung der Interaktion zwischen Kühlluft und Kühlluftführungssystem ein wichtiger Bestandteil der realitätsgetreuen Folienkontur ist. Nur so kann das Ziel der Neuentwicklung, respektive die Optimierung bestehender Kühlsysteme z. B. einer vollständig angepassten Kaskadenkühlung erreicht werden. Die Kaskadenkühlung verfügt neben Kühlluftführungen, die aktiv durch Kühlluft gespeist werden, ebenfalls über Kühlluftführungen, die passiv den Freistrahlführen. Mit Hilfe dieser Kühlluftführungselemente gelingt es, den Freistrahlfänger an die Folienoberfläche mit einer höheren Geschwindigkeit zu binden. Die Anpassung eines solchen Systems an unterschiedliche Polymere wird durch eine solche weitere Führung zusätzlich erschwert. Aus diesem Grund ist im Weiteren untersucht worden, ob ein System mit einer solchen passiven Führung durch das Simulationsmodell virtuell abgebildet werden kann.

Ausgehend von dem bestehenden System wurde in Form einer zusätzlichen Kühlluftführung in Extrusionsrichtung eine Erweiterung vorgenommen. Abbildung 9-15 zeigt das ergänzte Kühlsystem, welches für die Untersuchungen eingesetzt wurde. Im Weiteren wird das ursprüngliche Kühlluftsystem mit K2 und das modifizierte mit K2mod bezeichnet.

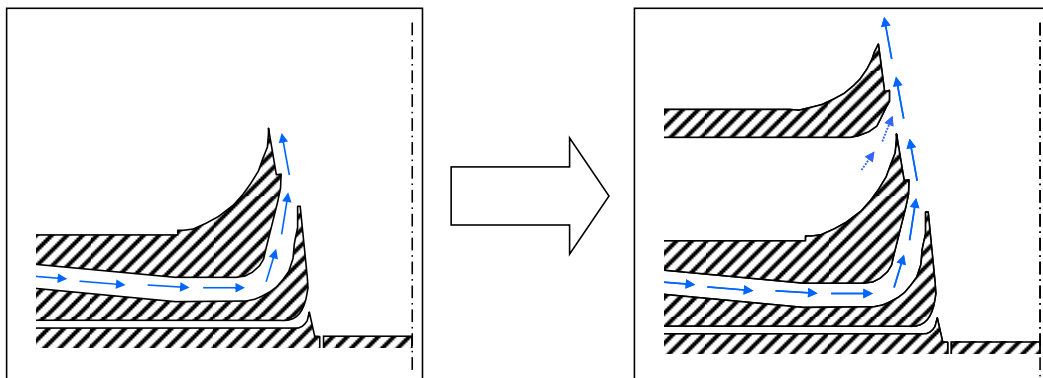


Abbildung 9-15 Schematische Darstellung des ursprünglichen Kühlluftsystems (K2) sowie des erweiterten Kühlluftsystems (K2mod)

Die Erweiterung durch die passive Führung erfolgt nicht als geschlossenes System mit dem vorhandenen Kühlring. Durch einen Ringspalt im äußeren Bereich wird ein freier Luftaustausch mit der Umgebungsluft realisiert. Es entsteht eine Druckentkopplung gegenüber der Umgebung, die es ermöglicht, Luft frei einzusaugen oder bei Auftreten eines

Staudrucks Luftvolumen in die Umgebung entweichen zu lassen. Aus experimentellen Untersuchungen ist bekannt, dass allein durch den Einsatz dieser Führung eine Verringerung der Frostlinie bei gleichen Produktionsbedingungen erreicht werden konnte.

In Abbildung 9-16 ist der oberhalb des erweiterten Kühlsystems erfassbare Konturverlauf im Vergleich zu demselben Zustand des originalen Kühlsystems dargestellt.

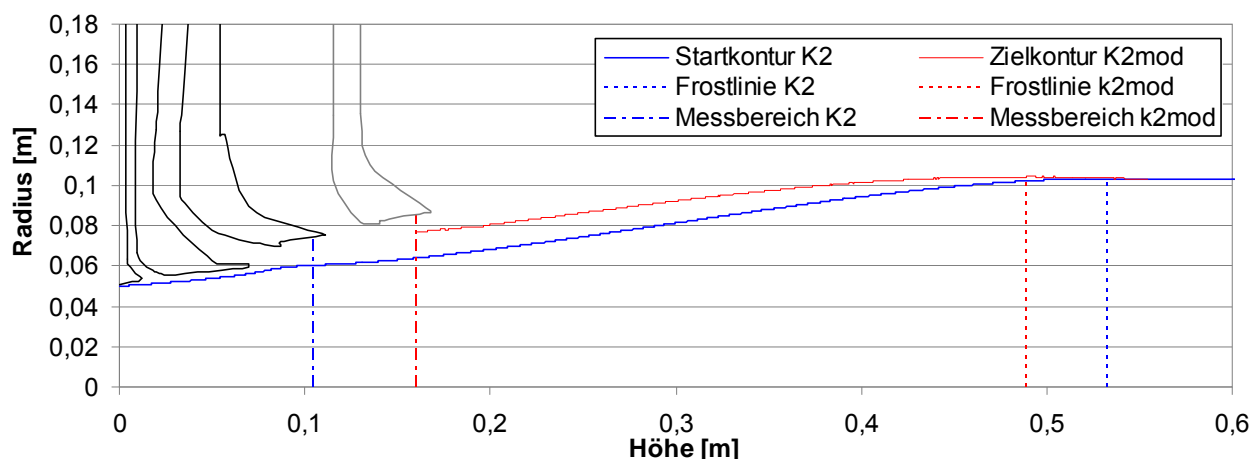


Abbildung 9-16 Experimentell ermittelte Konturen des originalen Kühlsystems (K2) und des erweiterten Kühlsystems (K2mod)

Die hier untersuchten Prozesszustände stellen jeweils einen Aufblaszustand von 2 bei einer Folienenddicke von 100 μm dar. In der folgenden Tabelle 9-5 sind die Prozessparameter, die neben der veränderten Kühlluftgeometrie in das Modell eingehen, aufgeführt.

Tabelle 9-5 Prozessparameter im Vergleich des Start- und Zielzustands (K2 und K2mod)

ABV	\dot{m} [kg/h]	h_{Frost} [μm]	v_{Frost} [m/min]	\dot{V} [m ³ /h]	p_{innen} [Pas]	x_{Frost} [m]
2	35	100	10	600,92	100	0,532

ABV	\dot{m} [kg/h]	h_{Frost} [μm]	v_{Frost} [m/min]	\dot{V} [m ³ /h]	p_{innen} [Pas]	x_{Frost} [m]
2	35	100	10	639,16	100	0,489

Die geringe Abweichung im Kühlluftvolumen kommt zustande, da in der experimentellen Versuchsdurchführung sichergestellt werden sollte, dass ein Venturi-Effekt in der passiven Führung erreicht wird.

Gut zu erkennen ist, dass trotz konstantem Massedurchsatz und nahezu gleichbleibendem Kühlluftvolumenstrom die Frostlinienhöhe um ca. 50 mm reduziert werden konnte. Des Weiteren zeigt die Blasen das durch den Venturi-Effekt hervorgerufene Aufweiten in der passiven Kühlluftführung, welches einhergeht mit dem verbesserten Abkühlprozess. Mit dem hier erstellten Modell sollen diese geänderten Abkühlbedingungen vollständig erfassbar gemacht werden.

Nach Modifikation der Strömungsdomain um das erweiterte Kühlsystem erfolgt der erste Iterationsschritt ausgehend von der Kontur, die durch das Ursprungssystem charakterisiert ist. Abbildung 9-17 zeigt den Initialisierungszustand sowie die darauffolgenden elf Iterationsschritte im Vergleich zu der experimentell ermittelten Zielkontur.

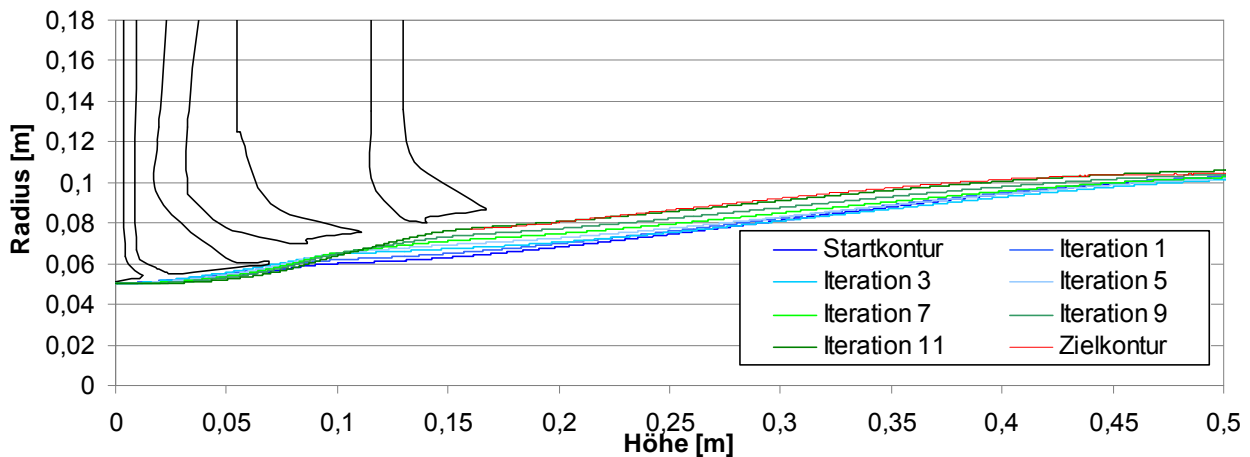


Abbildung 9-17 Konturverläufe der ersten elf Iterationsschritte

Deutlich ist zu erkennen, dass die Folienkontur unverzüglich auf die Führungselemente reagiert. So kann im Bereich der unteren aktiv mit Kühlluft gespeisten Führungselemente ($x = 0,1 \text{ m}$) bereits in den ersten fünf Iterationen ein Ansaugen verzeichnet werden. Ein Venturi-Effekt wird aufgebaut. Dieses Phänomen kann auch bei der Betrachtung der Druckverläufe bestätigt werden. Wie Abbildung 9-18 zeigt, wird ein Venturi-Effekt bereits ab der dritten Iteration erzeugt. Charakteristisch für den Venturi-Effekt ist ebenfalls die Ausbildung des Überdrucks im düsennahen Bereich ($x < 0,05 \text{ m}$).

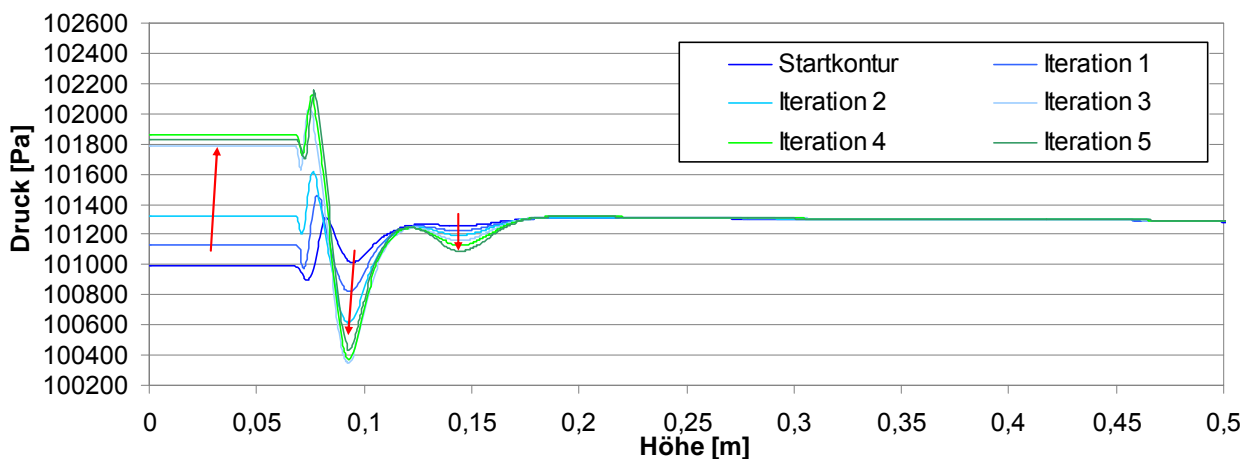


Abbildung 9-18 Entwicklung des Druckverlaufs in den ersten fünf Iterationsschritten

Darüber hinaus ist gut zu erkennen, dass sich ab der ersten Iteration ein zweiter Unterdruckbereich ($x = 0,15 \text{ m}$) aufgrund der zusätzlichen, passiv mit Kühlluft gespeisten Führungsgeometrie aufbaut. Dieser wird im Folgenden weiter ausgebildet und führt zu einem Ansaugen der Folie auch an der oberen Kühlluftführung. Anhand der Entwicklung des

Druckverlaufs bis zur Iteration neun kann dieser Effekt ebenfalls nachgewiesen werden, jedoch reduziert sich gleichzeitig der Unterdruck an der aktiven Kühlluftführungslippe (vgl. Abbildung 9-19).

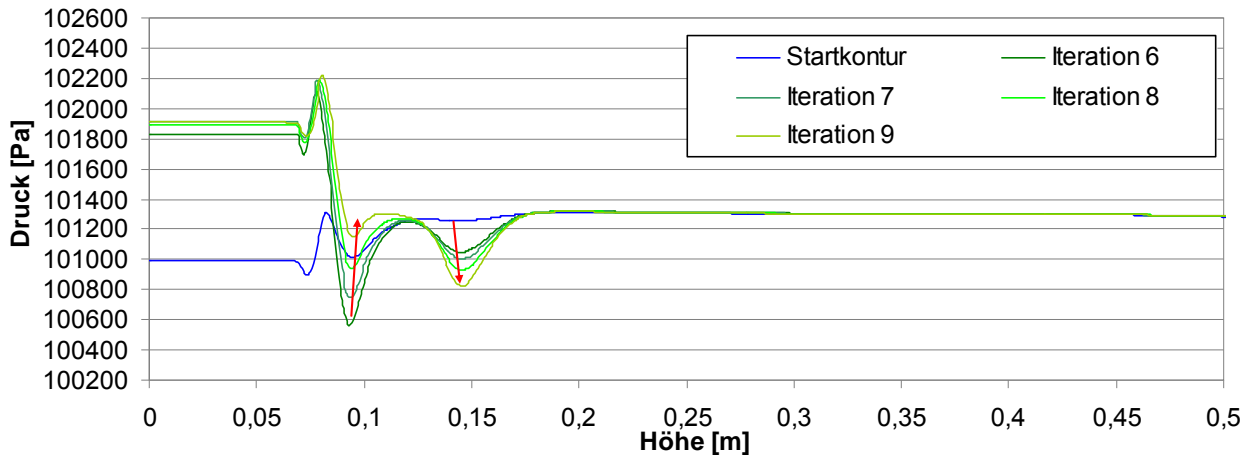


Abbildung 9-19 Entwicklung des Druckverlaufs bis zum Iterationsschritt 9

Abbildung 9-20 zeigt den Prozesszustand der elften Iteration, der ein Ansaugen an beiden Führungen aktiv wie passiv repräsentiert. Dies ist der Zustand, der auch experimentell herbeigeführt wurde und als Referenz- bzw. Zielzustand angestrebt wird. Bemerkenswert ist die Abbildungsgenauigkeit dieses Zwischenergebnisses. Es wird nahezu eine exakte Übereinstimmung mit der Zielkontur sowie der Frostlinienhöhe erreicht.

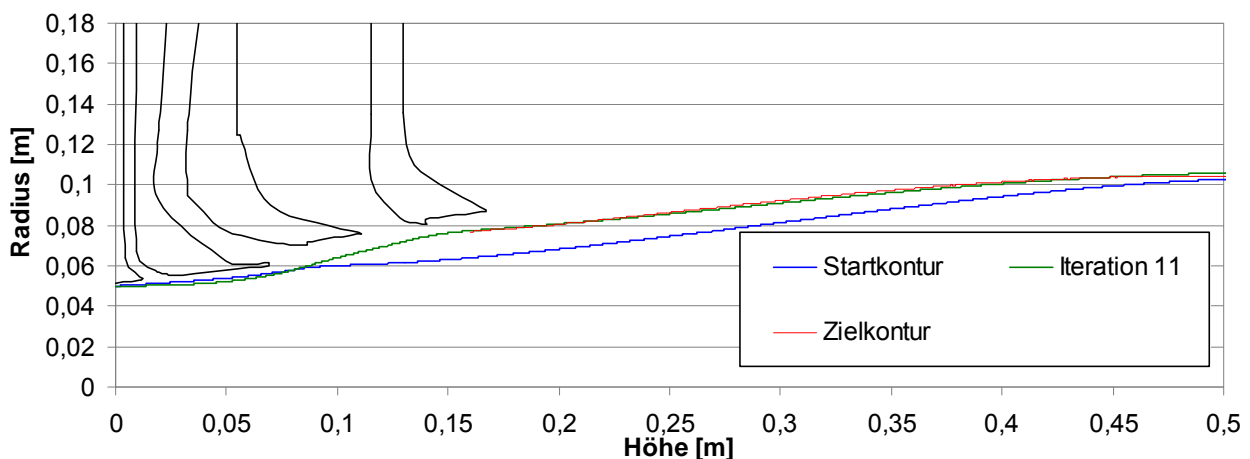


Abbildung 9-20 Zwischenergebnis der Iteration 11

In der virtuellen Betrachtung dieses Prozesses kann das Ansaugen der Blase an beiden Führungen nicht aufrechterhalten werden. In den darauffolgenden Iterationsschritten zeigt sich, dass sich dieser Unterdruck nur noch auf die passive Führung bezieht. In Abbildung 9-21 ist der weitere Druckverlauf ausgehend von der Iteration elf bis zur letzten Iteration 29 aufgeführt. Mit Auflösen des Venturi-Effekts in der ersten aktiven Führung folgt realitätsgetreu der Abbau des Überdrucks in der düsennahen Region ($x < 0,05$ m). Wie zu erkennen, konvergiert der Druckverlauf zu einem stabilen Endzustand. Dieser beinhaltet

jedoch kein Ansaugen in der unteren Führung, ermöglicht aber dauerhaft eine Blasenführung im passiven Kühlluftführungselement.

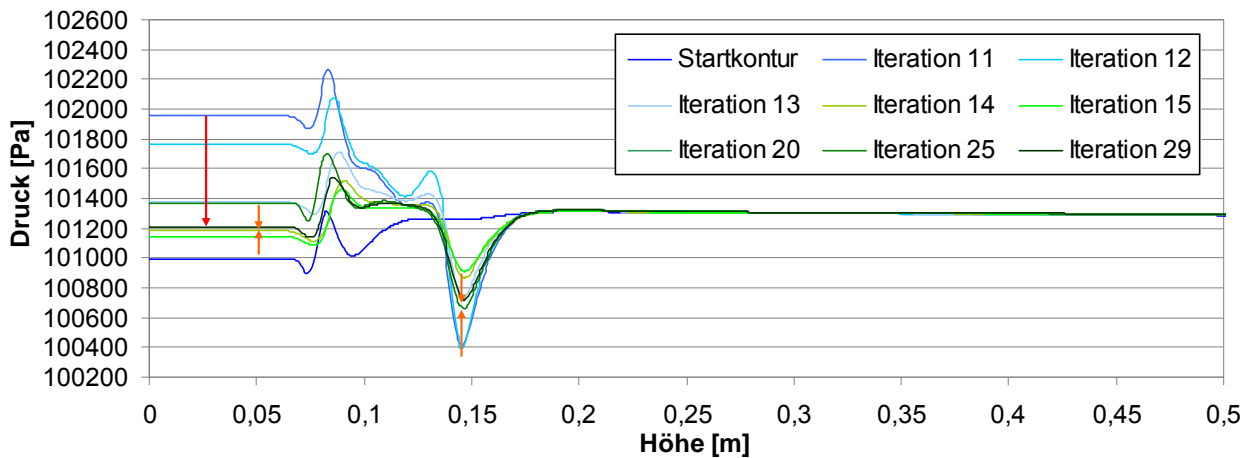


Abbildung 9-21 Entwicklung des Druckverlaufs bis zum Iterationsschritt 29

Die Konturabbildung dieses Prozesszustands erreicht ihren quasistationären Zustand nach 29 Iterationen. Abbildung 9-22 zeigt die Entwicklung der Folienkontur bis zum Erreichen der Endkontur. Nach der Iteration elf verschlechtert sich schrittweise der Wärmeübergang, wodurch die Folie eine höhere Frostlinie und auch durch die Verstreckung eine schlanke Blasenform erhält.

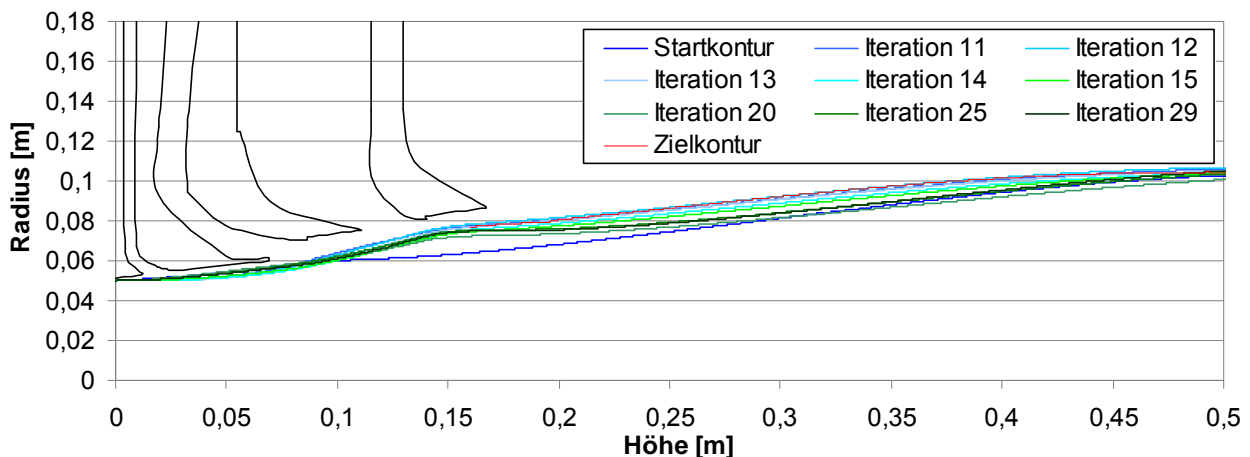


Abbildung 9-22 Konturverläufe der Iterationsschritte 11-29

Der Endzustand kann im Vergleich mit der gemessenen Kontur dieser nicht vollständig folgen. Dies resultiert vor allem aus dem oben beschriebenen Auflösen des Venturi-Effekts in der aktiven Kühlluftführung.

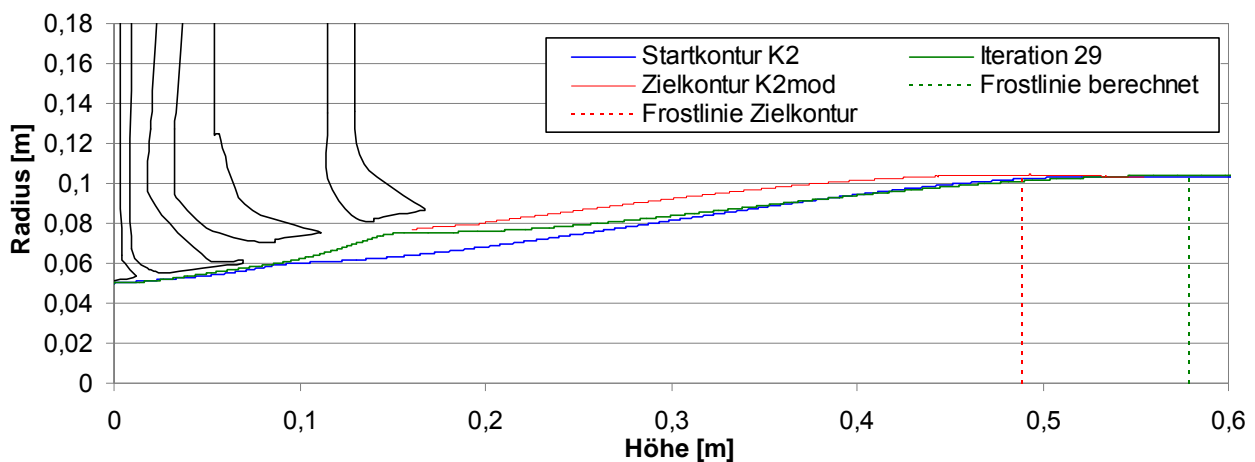


Abbildung 9-23 Endzustand der Simulationsrechnung im Vergleich mit dem Start- (K2) und dem Zielzustand (K2mod)

Trotz dieser Ungenauigkeit in der Abbildung kann festgehalten werden, dass das Modell realitätsgetreu auf die geänderte Kühlluftführung reagiert und ein quasistationärer Endzustand ermittelt wird. Für die Frostlinienhöhe wird im Vergleich zu dem Experiment ein 90 mm höherer Wert berechnet. Dies liegt darin begründet, dass im Vergleich zum Experiment die Strömungs- und somit Abkühlbedingungen in dem Führungssystem abweichend berechnet werden.

9.5 Fazit der Validierung

Im ersten Schritt der Modellvalidierung konnte anhand des Zentralpunkts nachgewiesen werden, dass iterativ ein stationärer Endzustand berechnet werden kann. Es ist unter Einbeziehung aller Einflussgrößen auf die Schlauchbildungszone gelungen, eine gute Abbildungsqualität zu erreichen. Bemerkenswert ist, dass hierbei eine realitätsgetreue Einwirkung der Prozessparameter auf die Folienreaktion zu betrachten ist, auch wenn der Venturi-Effekt nicht aufrecht erhalten werden konnte. Auf das Auflösen des Venturi-Effekts reagiert das Modell entsprechend mit einer Änderung der Abkühlbedingungen und einer daraus resultierenden Verschiebung der Frostlinie.

Die iterative Berechnung eines unbekannten Zustands konnte zeigen, dass das Simulationsmodell auf eine Parametervariation realitätsgetreu antwortet. Es errechnet basierend auf den geänderten Randbedingungen eine realistische Folienkontur, welche zu einem Gleichgewichtszustand konvergiert. Ebenfalls ist in dieser Simulation zu erkennen, dass sich quasistationäre Zustände in Kombination mit einem Venturi-Effekt abbilden lassen.

Als Ergebnis der iterativen Untersuchung des erweiterten Kühlsystems kann festgehalten werden, dass das Modell in der Lage ist, auf geometrische Änderungen der Kühlluftführungsumgebung zu reagieren. Mit Hilfe der eingebundenen CFD-Analyse ist es gelungen, Vorgänge innerhalb des Kühlluftsystems wirklichkeitsgetreu abzubilden. Nachgewiesen werden konnte dies am Auflösen des Unterdrucks in der aktiven Führung. Aufgrund des Ansaugens der Folie an die passive Führung entstehen Strömungsbedingungen in dieser

Region, die zu einer gegenseitigen negativen Beeinflussung der beiden Unterdruckgebiete führen. So wird das Unterdruckgebiet in der aktiven Kühlluftführung aufgehoben. Wünschenswert wäre in dem Zusammenhang das Aufrechterhalten des Ansaugens an beiden Luftführungselementen, wie es die Folienblase in der experimentellen Ermittlung gezeigt hat. In dem Iterationsschritt elf konnte gezeigt werden, dass das Programm fähig ist, diesen Zustand abzubilden und auch die verbesserte Kühlung in der Region wiederzugeben.

Generell zeigen die Ergebnisse der Validierung, dass es mit diesem Modell möglich ist, Kühlluftführungssysteme im Zusammenspiel mit der dynamischen Folienreaktion virtuell zu analysieren. Dies lässt erstmals eine praxisnahe Bewertung von Kühlluftsystemen im Vorfeld von experimentellen Untersuchungen zu.

10 Fazit und Ausblick

In dieser Arbeit ist es gelungen, ein Folienblasenberechnungsmodell zu erstellen, welches auf der numerischen Folienkonturberechnung in Kombination mit der CFD-Analyse basiert. Es konnte gezeigt werden, dass nicht nur bekannte Prozesszustände nachgebildet sondern auch resultierende vorherberechnet werden können. Maßgeblich für das Abbildungsvermögen sind die wesentlichen Erweiterungen und Neuansätze die eingeführt wurden.

Eine grundlegende Anforderung an das Modell war die Realisierung einer universellen Einsetzbarkeit, um die Basis für eine industrielle Anwendung zu schaffen. Dies konnte durch eine Kalibrierung des Modells an realen Prozesszuständen erreicht werden. Als Kalibrierparameter wurden die nicht direkt zugänglichen rheologischen Materialkenngrößen wie Viskosität und Relaxationszeit des Polymers gewählt. Rheologische Messungen sind somit nicht mehr erforderlich, da alle benötigten Informationen bereits in der Folienkontur enthalten sind und durch die Kalibrierung gewonnen werden. Dies ermöglicht ein korrektes Modellverhalten innerhalb des gewählten Kalibrierraums. So ist es in dieser Arbeit zum ersten Mal gelungen, unter Zuhilfenahme der Kalibrierung des Materialmodells einen vollständigen Versuchsraum numerisch abzubilden. Diese Modellkalibrierung war einzig durch die Auswahl der zulässigen Variationsparameter und der hier vorgestellten Berechnungsmethode möglich. Hinsichtlich der praxisgerechten Einsetzbarkeit eines solchen Simulationstools zur Effizienzsteigerung von Kühltluftsystemen stellt diese Vorgehensweise einen bedeutenden Schritt dar.

Des Weiteren wurde in Betracht gezogen, dass sich durch die Vororientierung im Extrusionswerkzeug sowie aufgrund der unterschiedlichen Verstreckprozesse in Umfangs- und Abzugsrichtung ein anisotropes Materialverhalten einstellt. Dies spiegelt sich in unterschiedlichen Viskositäten und Viskositätsverläufen bezogen auf die Deformationsrichtungen wider. Allein aufgrund dieser anisotropen Beschreibung des Materialverhaltens konnte eine gravierende Verbesserung der Abbildungsgüte der hier untersuchten Prozesszustände realisiert werden.

Ein bedeutender Schritt hin zur korrekten Einflussnahme eines Kühlsystems auf den Verstreckprozess konnte hierbei durch die eingebundene CFD-Analyse gemacht werden. Die CFD-Ergebnisdatensätze haben zu einem entscheidenden Beitrag bei der iterativen Berechnung einer realen Folienkontur geführt. So wird in die Berechnungen ein realitätsgetreues Druckprofil eingeführt und nicht von einem konstanten Außendruck ausgegangen. Erst dies macht die Betrachtung von Phänomenen - wie dem Venturi-Effekt - greifbar. Die Betrachtung der Abkühlvorgänge mittels der Strömungssimulation ermöglicht es, den durch den Venturi-Effekt verbesserten Wärmeübergang zu erfassen. Des Weiteren konnte durch eine der Problemstellung angepasste CFD-Analyse die Wärmeleitung innerhalb der Foliendicke miteinbezogen werden.

Auf Grundlage des in dieser Arbeit umgesetzten Simulationsmodells ist die reale Berechnung einer sich frei einstellenden Blasfolienkontur möglich. Hierbei ist eine wesentliche Beeinflussung des Konturverlaufs durch das verwendete Druckprofil gut zu erkennen. Es ist gelungen, das durch den Venturi-Effekt hervorgerufene Ansaugen der Schlauchfolie an die Kühlluftführung korrekt darzustellen. Ebenso konnte, verursacht durch ein Ablösen des Venturi-Effekts, ein Überdruck und somit ein Einschnüren der Blase realitätsgetreu wiedergegeben werden. Ein Verhalten der Folienblase, wie es im Extrusionsprozess auftritt, kann somit mit diesem Simulationsmodell entsprechend vorhergesagt werden. Nur durch Betrachtung des gesamten Prozesses als ein sich stetig im Gleichgewicht befindliches System ist dies möglich.

Es konnte gezeigt werden, dass die Variation lediglich eines Prozessparameters losgelöst von allen anderen nicht sinnvoll ist. Als Resultat des rein numerischen Modells erhält man zwar eine Konturabbildung, diese gibt jedoch keinen realen sich im Gleichgewicht befindenden Zustand mehr wieder. In der Realität reagieren alle am Schlauchbildungsprozess beteiligten Parameter unmittelbar und abhängig aufeinander. Aus diesem Grund ist nur eine ganzheitliche Betrachtung des Verstreckprozesses mit all seinen Einflüssen zielführend. Die Berechnung solcher Gleichgewichtszustände konnte erfolgreich in dem Modell umgesetzt werden.

Erste Untersuchungen des Modells hinsichtlich des generellen Abbildungsvermögens zeigen gute Ergebnisse. Das Modell ermöglicht die Berechnung vollkommen unbekannter quasistationärer Endzustände ausgehend von einer Initialisierungskontur. Hierdurch wird es möglich, Kühlluftführungssysteme in Abhängigkeit mit der dynamischen Folienreaktion virtuell zu analysieren und zu optimieren.

Auf den gesamten Verifizierungs-, Kalibrierungs- und Validierungsprozess bezogen zeigen die Ergebnisse der ersten Erprobungen das vorhandene Potenzial dieses iterativen Berechnungsmodells zur Folienkonturbestimmung. Ungeachtet dessen konnten Schwächen in der Abbildungsgüte einzelner Betriebspunkte festgestellt werden. In zukünftigen Arbeiten sollten daher die im Folgenden aufgeführten Punkte genauer betrachtet werden.

Trotz phänomenologisch richtiger Abbildung des Druckes zeigt sich, dass der quasistationäre Gleichgewichtszustand des Ansaugens bzw. eines Venturi-Effekts nicht immer erreicht werden kann. Da jedoch der Venturi-Effekt und somit der Unterdruck in Wechselwirkung mit den Spannungen in der Folie stehen, können schon geringste Abweichungen einer Prozessgröße zu diesem Effekt führen. Um diese Phänomene eingehender zu betrachten, sind noch weiterführende Untersuchungen mit dem Prozessmodell durchzuführen und weitere Erfahrungen sowie ein tieferes Verständnis bezüglich der Modellreaktion zu erlangen.

Erstmals kam der Abbildung des anisotropen Materialverhaltens in dieser Arbeit Beachtung zu. Der einfache Ansatz einer faktorisierten Nullviskosität kann jedoch nicht das dehnungs- und richtungsabhängige Verhalten vollkommen erfassen. Wie in Kapitel 4.4 beschrieben, hängen die Viskositäten nicht nur von ihrer lokalen Dehnrates ab, sondern auch

von ihrer Dehnhistorie über den gesamten Verstreckprozess gesehen. Erschwerend kommt hinzu, dass die Viskositäten in Umfangs- und Extrusionsrichtung voneinander durch die Molekulanordnung im Inneren abhängig sind. Die Berücksichtigung einer gekoppelten Dehnhistorie bezogen auf die lokale Viskosität könnte die Abbildungsqualität weiter verbessern. Es sollte jedoch zuerst die Frage geklärt werden, in welchem Maße diese Abhängigkeit Einfluss auf das Erscheinungsbild hat, da die Viskositätsänderung maßgeblich als temperaturabhängig betrachtet wird.

Um das hier erstellte Simulationsmodell hinsichtlich seiner Allgemeingültigkeit erweitert bewerten zu können, sind Untersuchungen des Modellverhaltens unter Verwendung anderer Polymere anzustreben. Hierzu ist es sinnvoll, Materialien miteinzubeziehen, die in ihrem makromolekularen Aufbau variieren und somit ein deutlich anderes dehnreologisches Verstreckverhalten zeigen. Hierdurch kann erreicht werden, dass gänzlich andere Blasenkonturen erzeugt werden. Von großer praktischer Bedeutung ist weiterhin, dass coextrudierte Folienverbunde abgebildet werden können. Die Vorgehensweise der Kalibrierung wäre im Fall des geänderten Polymers sowie der Verbundfolie in gleichem Maße durchzuführen und daraufhin das Modell auf sein Abbildungsvermögen zu bewerten.

Auf eine Erweiterung der Berechnung hinsichtlich der scherinduzierten Spannungen durch das Blasfolienwerkzeug wurde in dieser Arbeit verzichtet. Dies erscheint auch für weitere Untersuchungen als nicht sinnvoll, da die Extrusionswerkzeuge von Anlage zu Anlage unterschiedlich sind. Ferner wäre hierzu ein vorgeschaltetes Modell notwendig, welches es ermöglicht, in Abhängigkeit der Werkzeuggeometrie und der anliegenden Abzugskraft diese Spannungen zu berechnen. Hinsichtlich der Beschreibung des Polymers ist eine Erweiterung des Materialmodells für das Verhalten unter Scherung notwendig. Diese Expansion des Prozessmodells ist nicht unmöglich, jedoch umfangreich und steht im Widerspruch mit der Praxistauglichkeit. Darüber hinaus würde die Berechnungsdauer eines Simulationsschritts nochmals erhöht werden. Angesichts einer momentanen Berechnungsdauer von ca. drei Stunden auf einer dem Stand der Technik entsprechenden Workstation für lediglich einen gekoppelten Iterationsschritt erscheint dieser Mehraufwand als nicht gerechtfertigt.

Der beschriebene Zeitaufwand resultiert zu etwa gleichen Teilen aus der inneren Iterationsschleife in Matlab zu Konturfundung und aus der CFD-Simulation. Gelingt es, die Konturberechnung in die CFD-Analyse in Form einer Konturverschiebung einzubinden, so kann der Aufwand zur immer wiederkehrenden Neugenerierung des Netzes auf eine einmalige Netzerstellung reduziert werden. Die gesamte Berechnungszeit würde sich somit halbieren lassen. Ein weiterer Ansatz zur Berechnungszeitreduzierung könnte eine adaptive Netzanpassung bereitstellen. Hier bietet sich an, auf Grundlage der lokalen Luftgeschwindigkeiten über einen gradientengesteuerten Algorithmus eine Verfeinerung bzw. Vergrößerung des Netzes während der Iterationsschritte vorzunehmen. In den relevanten Bereichen kann so eine angepasste Netzgestaltung automatisch erreicht werden. Für Bereiche kleiner Geschwindigkeitsgradienten bedeutet dies beispielsweise, dass die Zellen lokal deutlich vergrößert werden können.

Mit Bezug auf ein allgemeingültiges Prozessmodell empfiehlt es sich, von einem verallgemeinerten Initialisierungszustand auszugehen. Je näher jedoch der gewählte Startzustand der Simulation am zu erreichenden Endzustand ist, desto eher wird eine konvergente Lösung erreicht. Es hat sich gezeigt, dass gerade bei umfassenden Änderungen/ Erweiterungen von Kühlluftsystemen, die einen sehr geringen Spalt zwischen Kühlluftführung und der Startkontur hervorrufen, divergierende Berechnungen entstehen. Aus diesem Grund und vor dem Hintergrund einer umfassenden Einsetzbarkeit ist es sinnvoll, von einem verallgemeinerten Zustand aus zu starten. Diesen könnte z. B. der Prozesszustand mit einem Aufblasverhältnis von 1 bilden oder aber ein einfacher Konus, welcher sich auf das gewünschte Aufblasverhältnis weitet.

Ungeachtet dieser hier aufgeführten Möglichkeiten zur Modelloptimierung konnte gezeigt werden, welches Potenzial dieses Prozessmodell bereitstellt. Mit diesem Modell ist ein Durchbruch zur Modellierung des dynamischen Schlauchbildungsprozesses gelungen. Es können zum ersten Mal sich frei einstellende Konturen berechnet und somit vorhergesagt werden. Ferner sind in dieser Arbeit richtungsweisende Schritte erarbeitet worden, ein solches Modell zu einem handhabbaren Simulationstool zu machen. In die Zukunft blickend sollte es Ziel sein, das Modell in eine CAE-Berechnungsumgebung - wie z. B. einem CAD- oder CFD-Programm - einzubinden und es mit einer benutzerfreundlichen Oberfläche aufzubereiten. Dies würde es ermöglichen, Kühlsysteme im Vorhinein zu beurteilen. Um eine solche Bewertung durchführen zu können, sind geeignete Kriterien zu definieren. Generell lässt sich die Leistungsfähigkeit eines Kühlsystems an der maximal abführbaren Wärmemenge und somit an der erreichbaren Frostlinienhöhe festmachen. Auf die Frostlinienhöhe wirkt sich das Kühlsystem und dessen Möglichkeit der Folienführung unter dem gegebenen Luftvolumenstrom aus. Somit gilt es vor dem Hintergrund einer stabil geführten Folie, eine bestmögliche Wärmeabfuhr zu erreichen. Das in dieser Arbeit aufgestellte Simulationsmodell besitzt die Möglichkeit, durch die instationäre Betrachtung der Schlauchbildungszone, Instabilitäten darzustellen. Ein Auflösen des Venturi-Effekts bei zu niedrigen Luftgeschwindigkeiten sowie das wiederkehrende Ablösen und Ansaugen bei zu hohen Luftvolumenströmen können abgebildet werden. Auch wenn es nicht möglich ist, das hochfrequente Folienflattern aufgrund makroskopischer Wirbel zu erfassen, so lassen sich doch Gütekriterien finden, um dies mit in die Systembewertung einzubeziehen. Hierzu können z. B. die aus der Strömungssimulation gewonnenen Turbulenzgrade im Abgleich zu experimentell beobachteten Instabilitäten als Grundlage herangezogen werden.

Übergeordnetes Ziel bleibt weiterhin, die Anlagenproduktivität und folglich den Masse-durchsatz zu steigern. Die Optimierung eines Kühlsystems kann somit unter Vorgabe einer gleichbleibenden Frostlinienhöhe und dem Einhalten der definierten Blasenstabilitätsgrenzen erfolgen. Es ist denkbar, diese Vorgaben als Bewertungsstandards mit in das Simulationsmodell einzubinden und dadurch die Praxis-tauglichkeit noch weiter zu verbessern. So könnte dem Ingenieur ein Tool zur Verfügung gestellt werden, welches den Entwicklungsprozess verbesserter Kühlluftsysteme deutlich beschleunigen kann.

11 Anhang 1

11.1 Untersuchung rheologischer Modelle

Entgegen der in den letzten Jahrzehnten erfolgten umfassenden Weiterentwicklung und Erweiterung der rheologischen Materialmodelle finden in der vorliegenden Arbeit ebenso verhältnismäßig einfache Modelle Betrachtung. In den hier durchgeführten Voruntersuchungen soll ermittelt werden, ob weniger aufwändige rheologische Modelle ausreichend sind, um ein kalibrierbares Prozessmodell zu erstellen.

Für die Studien zum Abbildungsvermögen einzelner mathematischer Modelle sind auch hier die Materialparameter zur Variation zugelassen worden. Die Werte zur rheologischen Beschreibung des Materials werden jedem Modell entsprechend variiert. Zudem werden ebenfalls in diesen Voruntersuchungen die deformationsrichtungsabhängigen Viskositäten eingeführt (vgl. Kapitel 5.3.2).

Das Newton-Modell

Die Betrachtung des Newton-Modells zur Abbildung einer Folienkontur erfolgt anhand des von Pearson und Petrie entwickelten Modells. Das ursprüngliche rheologische Ersatzmodell nach Pearson und Petrie bedient sich eines Newtonschen Modells und später eines nichtisothermen Newton Modells, um die Spannungen in Umfangs- und Abzugsrichtungen zu berechnen. Die grundlegende Gleichung, die den Zusammenhang zwischen den Schubspannungen und den Normalspannungen beinhaltet, lautet: [PP70a, PP70b, LT85, Lar88]

$$\sigma_{ij} = \tau_{ij} - p \cdot \delta_{ij} \quad \text{Gl. 11-1}$$

Hierbei beschreibt p den isotropen Druck, δ_{ij} das Kronecker-Delta und τ_{ij} die Schubspannung in ij Richtung. Da die Spannung an einer freien Oberfläche gleich dem atmosphärischen Druck ist, ergibt sich folgende Beziehung:

$$p = \tau_{22} \quad \text{Gl. 11-2}$$

Die Kombination der Gleichung 11-1 und Gleichung 11-2 ergeben die folgenden Beziehungen für die Spannungen.

$$\sigma_{11} = \tau_{11} - \tau_{22} \quad \text{Gl. 11-3}$$

$$\sigma_{22} = 0 \quad \text{Gl. 11-4}$$

$$\sigma_{33} = \tau_{33} - \tau_{22} \quad \text{Gl. 11-5}$$

Die Schubspannungen für das Newton-Modell können anhand der Gleichung 11-6 berechnet werden:

$$\tau_{ij} = 2 \cdot \eta \cdot \dot{D}_{ij} \quad \text{Gl. 11-6}$$

Innerhalb der Schlauchbildungszone erfolgt die Beschreibung der Deformation durch den Fingerschen Deformationstensor Gleichung 11-7. [Wag76]

$$\underline{\dot{D}} = v \cdot \cos \theta \begin{pmatrix} \frac{dv}{dx} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{v}{h} \frac{dh}{dx} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{v}{r} \frac{dr}{dx} \end{pmatrix} \quad \text{Gl. 11-7}$$

Für die Deformationsgeschwindigkeit werden folgende Zusammenhänge verwendet.

$$\dot{D}_{11} = \cos \theta \frac{dv}{dx} = -v \cos \theta \left(\frac{1}{h} \frac{dh}{dx} + \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \right) \quad \text{Gl. 11-8}$$

$$\dot{D}_{22} = v \cos \theta \frac{1}{h} \frac{dh}{dx} \quad \text{Gl. 11-9}$$

$$\dot{D}_{33} = v \cos \theta \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \quad \text{Gl. 11-10}$$

Hieraus folgen die Schubspannungen:

$$\tau_{11} = -2 \cdot \eta \cdot v \cos \theta \left(\frac{1}{h} \frac{dh}{dx} + \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \right) \quad \text{Gl. 11-11}$$

$$\tau_{22} = 2 \cdot \eta \cdot v \cos \theta \frac{1}{h} \frac{dh}{dx} \quad \text{Gl. 11-12}$$

$$\tau_{33} = 2 \cdot \eta \cdot v \cos \theta \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \quad \text{Gl. 11-13}$$

Voraussetzung ist, dass an jeder Stelle die Massenerhaltung für inkompressible Medien ihre Gültigkeit behält. Somit folgt nach Division der Dichte der Volumenstrom.

$$\dot{V} = 2\pi r h v = \text{const.} \quad \text{Gl. 11-14}$$

Man erhält folgende Zusammenhänge für die rheologische Umfangs- und Abzugsspannung eines Newtonschen Fluids für eine Kanalströmung ohne Wandhaftung.

$$\sigma_{11} = -\frac{\eta \dot{V} \cos \theta}{\pi r h} \left(\frac{1}{r} \frac{dr}{dx} + \frac{2}{h} \frac{dh}{dx} \right) \quad \text{Gl. 11-15}$$

$$\sigma_{33} = \frac{\eta \dot{V} \cos \theta}{\pi r h} \left(\frac{1}{r} \frac{dr}{dx} - \frac{1}{h} \frac{dh}{dx} \right) \quad \text{Gl. 11-16}$$

Im Modell nach Pearson und Petrie werden diese Spannungen genutzt, um die Gleichungen zur Berechnung der Kontur sowie der Dicke aufzustellen [PP70a, PP70b].

Aus der Gleichung 4-7 der Membrantheorie und der Gleichung 11-17 für die Abzugsspannung erhält man eine nichtlineare Differenzialgleichung erster Ordnung, mit der sich die Dicke berechnen lässt.

$$\frac{h'}{h} = \left(-\frac{F_{ab}}{4\eta \dot{V}} + \frac{\pi(r_{Frost}^2 - r^2) \Delta p_{mittel}}{4\eta \dot{V}} \right) \cdot (1 + r'^2) - \frac{1}{2} \frac{r'}{r} \quad \text{Gl. 11-17}$$

Durch die Gleichungen 4-31, 4-32, 4-33 und 4-6 ergibt sich eine nichtlineare Differenzialgleichung zweiter Ordnung zur Berechnung der Kontur.

$$r'' = \frac{\left(\frac{\Delta p \pi (1 + (r')^2)}{\eta \dot{V}} - \frac{\left(\frac{r'}{r} - \left(-\frac{F_{ab}}{4\eta \dot{V}} + \frac{\pi(r_{Frost}^2 - r^2) \Delta p_{mittel}}{4\eta \dot{V}} \right) \cdot (1 + r'^2) - \frac{1}{2} \frac{r'}{r} \right)}{r} \right) \cdot (1 + (r')^2)}{\left(\frac{r'}{r} + 2 \left(-\frac{F_{ab}}{4\eta \dot{V}} + \frac{\pi(r_{Frost}^2 - r^2) \Delta p_{mittel}}{4\eta \dot{V}} \right) \cdot (1 + r'^2) - \frac{1}{2} \frac{r'}{r} \right)}$$

Gl. 11-18

Zur Lösung dieser Gleichung werden Startwerte benötigt. Zum einen der Radius des extrudierten Folienschlauches am Werkzeugaustritt und zum anderen die erste Ableitung des Radius bzw. die Steigung der Kontur zu Beginn [Wag76, LBS95b, MCS03, MK04].

Das Kelvin-Modell

Das zweite hier betrachtete Modell zur Beschreibung des viskoelastischen Materialverhaltens ist das nichtisotherme Kelvin-Modell. Es definiert sich durch die Kombination des Newtonschen und des Hookeschen Gesetzes in einer Parallelschaltung. Das Modell für die belastungsabhängige Materialantwort wird beschrieben durch die Gleichung 11-19 [MCS03].

$$\tau_{ij} = 2 \cdot G \cdot D_{ij} + 2 \cdot \eta \cdot \dot{D}_{ij} \quad \text{Gl. 11-19}$$

Dieses Modell verwendet neben der Deformation auch die Deformationsgeschwindigkeit, um die Schubspannungen zu errechnen. G repräsentiert den Schubmodul, der Auskunft über die lineare elastische Verformung infolge einer Scherkraft oder Schubspannung gibt.

Die Gleichungen für die Deformationen lauten:

$$D_{11} = \ln\left(\frac{v}{v_0}\right) = \ln\left(\frac{r_0 h_0}{r h}\right) \quad \text{Gl. 11-20}$$

$$D_{22} = \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) \quad \text{Gl. 11-21}$$

$$D_{33} = \ln\left(\frac{r}{r_0}\right) \quad \text{Gl. 11-22}$$

Aus den Gleichungen für die Deformation (Gleichung 11-20 bis 11-22) und der Gleichung 11-19 folgen die Schubspannungen:

$$\tau_{11} = 2 \cdot G \ln\left(\frac{r_0 h_0}{r h}\right) - 2 \cdot \eta \cdot v \cdot \cos \theta \left(\frac{1}{h} \frac{dh}{dx} + \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \right) \quad \text{Gl. 11-23}$$

$$\tau_{22} = 2 \cdot G \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) + 2 \cdot \eta \cdot v \cdot \cos \theta \frac{1}{h} \frac{dh}{dx} \quad \text{Gl. 11-24}$$

$$\tau_{33} = 2 \cdot G \ln\left(\frac{r}{r_0}\right) + 2 \cdot \eta \cdot v \cdot \cos \theta \frac{1}{r} \frac{dr}{dx} \quad \text{Gl. 11-25}$$

Diese werden analog zum Newton-Modell mit den Gleichungen 11-3 bis 11-5 kombiniert. Zudem wird die Geschwindigkeit durch den Volumenstrom ersetzt und man erhält die für das Modell notwendigen Beziehungen, um die Spannungen in Meridian- und Extrusionsrichtung zu berechnen.

$$\sigma_{11} = 2 \cdot G \ln \left(\frac{r_0 h_0^2}{r h^2} \right) - \frac{\cos \theta \cdot \dot{V} \cdot \eta \cdot (h r' + 2 h' r)}{\pi h^2 r^2} \quad \text{Gl. 11-26}$$

$$\sigma_{33} = 2 \cdot G \ln \left(\frac{r h_0}{h r_0} \right) + \frac{\cos \theta \cdot \dot{V} \cdot \eta \cdot (h r' - h' r)}{\pi h^2 r^2} \quad \text{Gl. 11-27}$$

Für das Kelvin-Modell wird der Schubmodul anhand der Beziehung für ein Kelvin-Element durch folgende Gleichung beschrieben [PGL95] und ist demzufolge ebenso höhenabhängig:

$$G = \frac{T_{ref} \rho_{ref}}{T \rho} G_{ref} \quad \text{Gl. 11-28}$$

Der Schubmodul bezogen auf die Referenztemperatur wird über die Gleichung 11-28 bestimmt.

$$G_{ref} = \frac{\eta(T_{ref})}{\lambda(T_{ref})} \quad \text{Gl. 11-29}$$

Das Maxwell-Modell

Das nichtisotherme Maxwell-Modell stellt eins der ursprünglichen differenziellen Modelle zur mechanischen Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von polymeren Werkstoffen dar [Max1867]. Hierfür werden die Schubspannungen anhand nichtlinearer Differenzialgleichungen gelöst. Diese verlangen ebenfalls nach Initialwerten in diesem Fall am Werkzeugaustritt. [LT85] Eine genaue Beschreibung der Startwertermittlung wird in Kapitel 5.3.3 gegeben.

Nachfolgend sind die Differenzialgleichungen zur Berechnung der Schubspannung aufgeführt.

$$\tau'_{ij} = \frac{2 \cdot \eta \cdot \dot{D}_{ij} - \tau_{ij}}{\lambda} \quad \text{Gl. 11-30}$$

Durch Substitution der Deformationsgeschwindigkeit ergeben sich folgende Schubspannungen:

$$\tau'_{11} = \frac{-\eta \cdot \dot{V} \cdot \cos \theta \left(\frac{h'}{h} + \frac{r'}{r} \right)}{\pi \cdot r \cdot h} - \tau_{11} \quad \text{Gl. 11-31}$$

$$\tau'_{22} = \frac{\eta \cdot \dot{V} \cdot \cos \theta \frac{h'}{h}}{\pi \cdot r \cdot h} - \tau_{22} \quad \text{Gl. 11-32}$$

$$\tau'_{33} = \frac{\eta \cdot \dot{V} \cdot \cos \theta \frac{r'}{r}}{\pi \cdot r \cdot h} - \tau_{33} \quad \text{Gl. 11-33}$$

Diese Gleichungen werden mit dem aus Kapitel 5.3.5 bekannten Verfahren zur numerischen Approximation von Differenzialgleichungen gelöst. Als Startwerte kommen hier ebenfalls die Werte für den Zustand am Werkzeugaustritt zum Einsatz. Anschließend ergeben sich die Spannungen in Extrusions- und Meridianrichtung analog zu den zuvor aufgeführten Modellen nach den Gleichungen 4-20 und 4-22.

Das Phan-Thien Tanner-Modell

Der Ansatz zur rheologischen Beschreibung der Polymere im Phan-Thien Tanner-Modell [PT77] beruht auf einer Erweiterung des Maxwell-Modells. Das Phan-Thien Tanner-Modell ermöglicht es die Schubspannungen nichtlinear und abhängig von der Scherrate zu berechnen. Darüber hinaus lässt sich über die integrale Entwicklung die Deformations- und Belastungshistorie der Schmelze durch die zeitabhängige Beschreibung mitberücksichtigen.

$$\tau_{ij} Y(\tau_{ij}) + \lambda \left(\frac{\delta(\tau_{ij})}{\delta t} + 2\xi(\tau_{ij}) \dot{D}_{ij} \right) = 2\eta \dot{D}_{ij} \quad \text{Gl. 11-34}$$

Mit λ wird die Relaxationszeit wiedergegeben. Sie ist ein Maß dafür, wie schnell die Dehnung der angelegten Spannung folgt. $Y(\tau_{ij})$ ist ein exponentieller Erweiterungsfaktor, der das nichtlineare Verhalten der Polymerschmelze unter der Dehnung repräsentiert. Hierzu wird die dimensionslose Kennzahl ε verwendet.

$$Y(\tau_{ij}) = e^{\left(\frac{\varepsilon \lambda}{\eta} \tau_{ij} \right)} \quad \text{Gl. 11-35}$$

Die dimensionslose Kennzahl ξ dagegen beschreibt das nichtlineare Scherverhalten der Schmelze. Durch die Gleichung 11-36 ist es möglich, anhand der Deformationsgeschwindigkeit die Belastungshistorie abzubilden.

$$\frac{\delta(\tau)}{\delta t} = \frac{d\tau}{dt} - [\nabla \bar{v}] [\tau] - [\tau] [\nabla \bar{v}]^T \quad \text{Gl. 11-36}$$

Die einzelnen Summanden werden ersetzt durch:

$$[\nabla \bar{v}]^T [\tau] = \begin{bmatrix} \frac{\partial v_{11}}{\partial \xi_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial v_{22}}{\partial \xi_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial v_{33}}{\partial \xi_{33}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \tau_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \tau_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \tau_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_{11} \frac{\partial v_{11}}{\partial \xi_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \tau_{22} \frac{\partial v_{22}}{\partial \xi_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \tau_{33} \frac{\partial v_{33}}{\partial \xi_{33}} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 11-37}$$

$$[\tau] [\nabla \bar{v}]^T = \begin{bmatrix} \tau_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \tau_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \tau_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \frac{\partial v_{11}}{\partial \xi_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial v_{22}}{\partial \xi_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial v_{33}}{\partial \xi_{33}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_{11} \frac{\partial v_{11}}{\partial \xi_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \tau_{22} \frac{\partial v_{22}}{\partial \xi_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \tau_{33} \frac{\partial v_{33}}{\partial \xi_{33}} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 11-38}$$

$$\frac{d[\tau]}{dt} = \begin{bmatrix} \frac{d\tau_{11}}{dt} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{d\tau_{22}}{dt} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{d\tau_{33}}{dt} \end{bmatrix} = v \cos \theta \begin{bmatrix} \frac{d\tau_{11}}{dx} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{d\tau_{22}}{dx} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{d\tau_{33}}{dx} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 11-39}$$

Aus dem Deformationszustand und der Konfiguration folgt:

$$[\nabla \bar{v}] [\tau] + [\tau] [\nabla \bar{v}]^T = 2 \begin{bmatrix} \tau_{11} \frac{\partial v_{11}}{\partial \xi_{11}} & 0 & 0 \\ 0 & \tau_{22} \frac{\partial v_{22}}{\partial \xi_{22}} & 0 \\ 0 & 0 & \tau_{33} \frac{\partial v_{33}}{\partial \xi_{33}} \end{bmatrix} = 2 \cos \theta \begin{bmatrix} \tau_{11} \frac{\partial v}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \tau_{22} \frac{\partial h}{\partial x} & 0 \\ 0 & 0 & \tau_{33} \frac{\partial r}{\partial x} \end{bmatrix} \quad \text{Gl. 11-40}$$

Durch Einfügen dieser Beziehungen und der Deformationsrate in die Ausgangsgleichung 2-38 ergeben sich die Gleichungen zur Bestimmung der Schubspannungen, wie sie in Kapitel 5.3.2 aufgeführt sind.

Diese Differenzialgleichungen sind miteinander gekoppelt und werden simultan gelöst. Im Anschluss werden die Spannungen in Abzugs- und Umfangsrichtung anhand der bekannten Gleichungen 4-20 und 4-22 höhenabhängig berechnet [Lar88, Tas94, MK04].

Abbildungsvermögen der Modelle

Dieses Kapitel behandelt die Ergebnisse, die mit den vier untersuchten Modellen erzielt werden konnten. Eine Bewertung der Leistungsfähigkeit erfolgt anhand der Konturen der Verifizierung ABV2-h100-KL601 und ABV2-h100-KL803 aus Kapitel 7.1. Durch den Einsatz beider Referenzkonturen kann eine Aussage über das Abbildungsvermögen des jeweiligen Berechnungsmodells getroffen werden. Es ist zu bestimmen, ob das Modell eine bekannte Kontur nachbilden kann und ob es die Fähigkeit besitzt, für veränderliche Prozessbedingungen zuverlässig ein Ergebnis zu erzielen.

Newton-Modell

Mit Hilfe des nichtisothermen Newton-Modells konnte hinsichtlich der hier durchgeführten Untersuchungen nur bedingt ein Konturverlauf abgebildet werden. Es zeigt eine schlechte bis gar keine Übereinstimmung mit den beiden Referenzkonturen. Für eine realitätsnahe Darstellung der Konturen konnten keine Wertepaare gefunden werden. Erst bei sehr kleinen und unrealistischen Werten von α und β wird eine Abbildung der Blasenform möglich. Der Verlauf der berechneten Konturen hat in diesen Fällen keinen Bezug mehr zu den Realkonturen.

Tabelle 11-1 Ermittelte Prozessparameter für das Newton-Modell

Materialparameter Newton-Modell				
	η_{11} [Pa s]	λ [s]	α [-]	β [-]
ABV2-h100-KL601	19885,6	---	1,259	1,691
ABV2-h100-KL803			0,025	0,325

Exemplarisch sind in den nachfolgenden Abbildungen (Abbildung 11-1 und Abbildung 11-2) die errechneten Folienkonturen aufgeführt. Deutlich ist zu Beginn eine Einschnürung zu verzeichnen, was charakteristisch ist für die Abbildungen mit dem Newton-Modell.

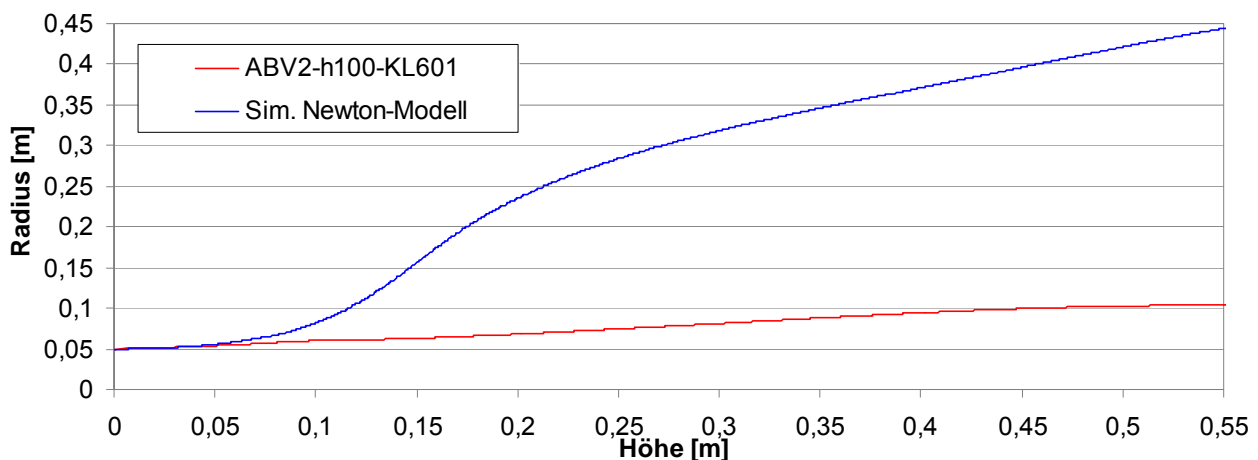


Abbildung 11-1 Abbildungsvermögen des Newton-Modells bei einem Volumenstrom von 601 m³/h

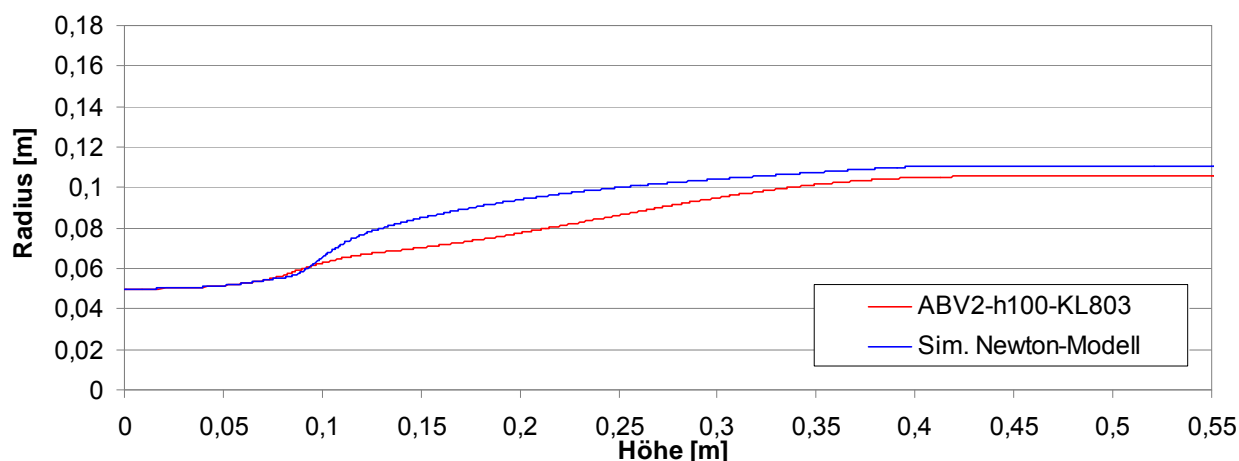


Abbildung 11-2 Abbildungsvermögen des Newton-Modells bei einem Volumenstrom von 803 m³/h

Nur durch eine Variation des aus den Experimenten bereits vorliegenden Innendrucks p_{innen} ist es möglich, das Erscheinungsbild der Folienblasen dahingehend zu ändern, dass das Aufblasverhältnis von zwei erreicht wird. Da die Innendrucke jedoch nicht als Parameter zulässig sind, kann keine ausreichend gute Abbildung erzeugt werden.

Kelvin-Modell

Ähnlich dem vorangegangenen Modell können auch mit dem Kelvin-Modell keine zufriedenstellenden Ergebnisse erzielt werden. Diese Ergebnisse waren zu erwarten, da sich das rheologische Modell nach Kelvin in der Basisgleichung nur um einen Summanden vom Newton-Modell unterscheidet. Somit zeigt sich auch bei Betrachtung der Spannungsverläufe in Extrusions- und Umfangsrichtung ein vergleichbarer Verlauf.

Durch Parametervariation lässt sich auch hier eine Annäherung der berechneten Konturen an die Referenzkurven nicht erzwingen. Hervorzuheben ist, dass sehr kleine Werte für β beim Zustand ABV2-h100-KL601 und für α beim Zustand ABV2-h100-KL803 gefunden werden. Eine Beziehung zu den Prozesszuständen kann hier nicht hergeleitet werden.

Tabelle 11-2 Ermittelte Prozessparameter für das Kelvin-Modell

Materialparameter Kelvin-Modell				
	η_{11} [Pa s]	λ [s]	α [-]	β [-]
ABV2-h100-KL601	17122,9	0,601	0,894	0,015
ABV2-h100-KL803			0,025	0,281

Im Folgenden sind die Einzelergebnisse beider Prozesszustände des Kelvin-Modells aufgeführt:

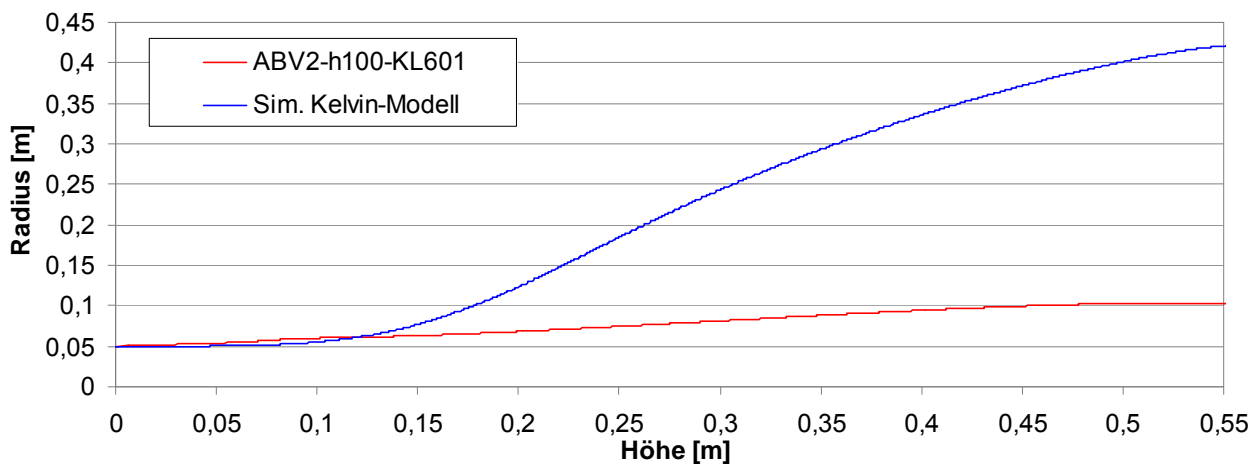


Abbildung 11-3 Abbildungsvermögen des Kelvin-Modells bei einem Volumenstrom von 601 m³/h

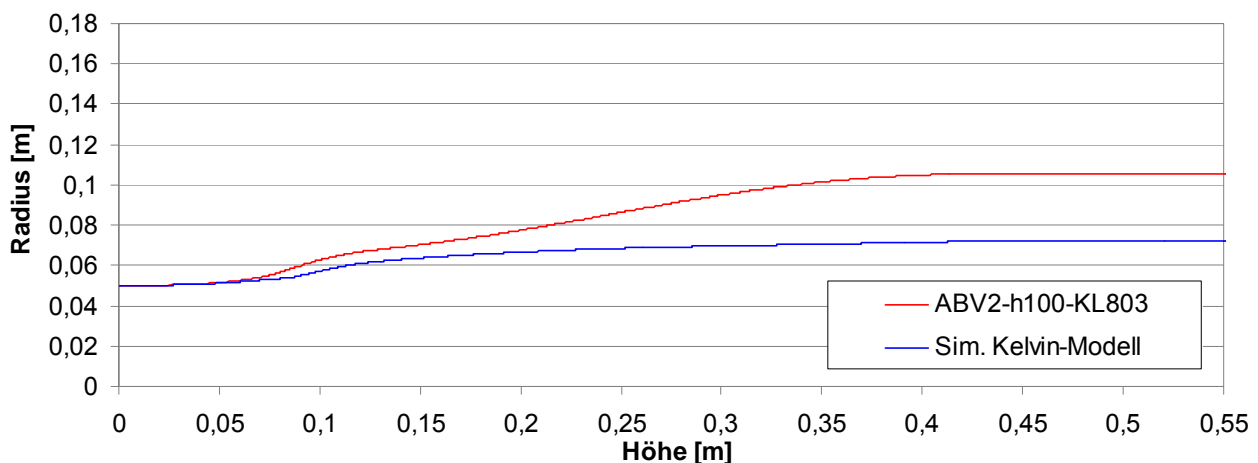


Abbildung 11-4 Abbildungsvermögen des Kelvin-Modells bei einem Volumenstrom von 803 m³/h

Deutlich ist zu erkennen, dass weder das Aufblasverhältnis noch die Frostlinienhöhe getroffen werden können. Nur durch Variation des statischen Innendrucks können auch hier die Aufblasverhältnisse erreicht werden. Der Verlauf der Konturen entspricht dann jedoch nicht dem der experimentell erfassten.

Maxwell-Modell

Das Maxwell-Modell zeigt als erstes differenzielles Modell von Anfang an bessere Übereinstimmung mit den realen Blasenkonturen. Bei den hier abzubildenden Konturen kann nach Iteration der Materialparameter eine gute Übereinstimmung mit den Referenzverläufen erzeugt werden. Auffällig ist, dass die Viskosität einen hohen Wert erreicht und beide Faktoren für die richtungsabhängigen Viskositäten klein ausfallen. Positiv ist, dass die Faktoren für die richtungsabhängigen Viskositäten nahezu gleich ermittelt werden, wie es bei nur leicht variierten Prozesszuständen zu erwarten ist.

Tabelle 11-3 Ermittelte Prozessparameter für das Maxwell-Modell

Materialparameter Maxwell-Modell				
	η_{11} [Pa s]	λ [s]	α [-]	β [-]
ABV2-h100-KL601	66139,7	0,829	0,274	0,196
ABV2-h100-KL803			0,289	0,206

Bei Betrachtung des Abbildungsvermögens zeigt sich, dass sich die Blasenkontur des Zustands ABV2-h100-KL601 genauer darstellen lässt als die Kontur des Zustands ABV2-h100-KL803 (Abbildung 11-5 und Abbildung 11-6).

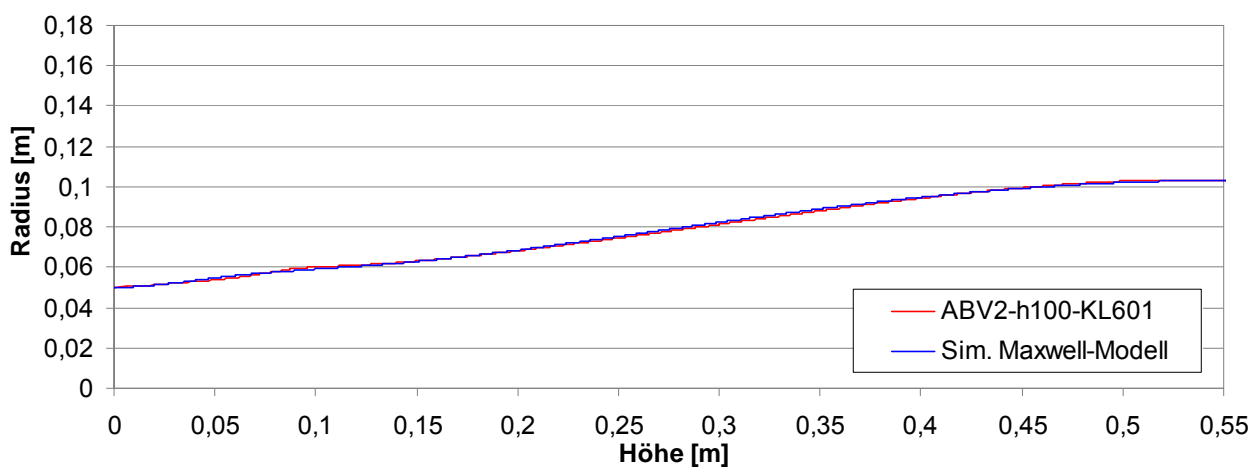


Abbildung 11-5 Abbildungsvermögen des Maxwell-Modells bei einem Volumenstrom von 601 m³/h

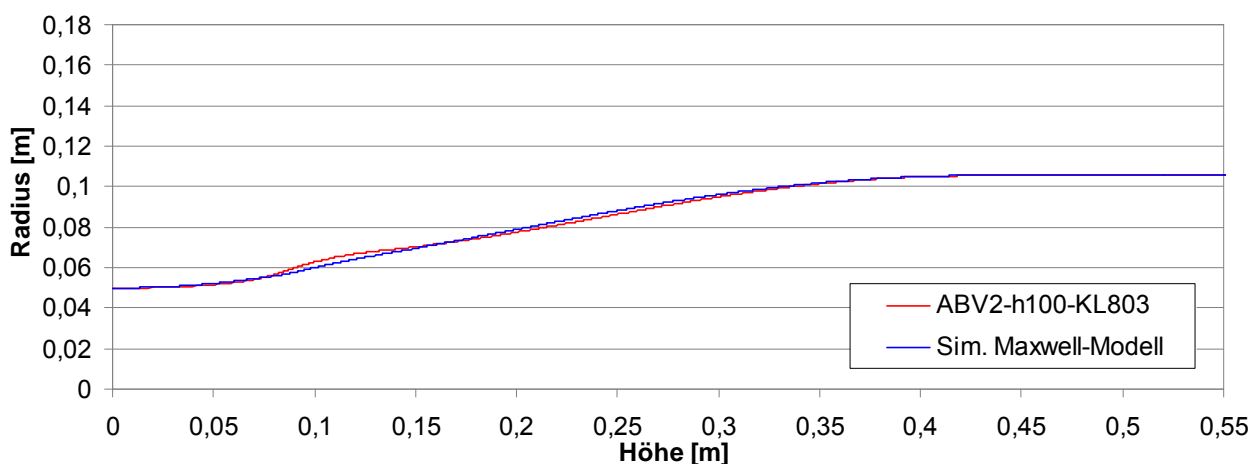


Abbildung 11-6 Abbildungsvermögen des Maxwell-Modells bei einem Volumenstrom von 803 m³/h

Bei der Kontur des Kühlluftvolumenstroms 803 m³/h fällt eine deutliche Abweichung der Abbildung im Bereich der Kühlluftführung auf. Es hat sich gezeigt, dass das Maxwell-Modell nur bedingt auf den ermittelten Druckverlauf reagiert. Diese Abbildungsschwäche kann auf eine Unterbewertung des Druckprofils zurückgeführt werden. Aus der modellbe-

dingt hoch angesetzten Viskosität resultieren hohe Spannungsverläufe, welche die Konturberechnung dominieren und den Einfluss des Drucks reduzieren.

Mit diesem rheologischen Ersatzmodell kann erstmals eine gute Abbildungsqualität erreicht werden, ohne eine Modifikation des gemessenen Innendrucks vornehmen zu müssen. Das Aufblasverhältnis sowie die Frostlinienhöhe werden lediglich durch Variation der Materialparameter erzielt.

Phan-Thien Tanner-Modell

Das Abbildungsvermögen des Phan-Thien Tanner-Modells stellt noch einmal eine Verbesserung gegenüber dem des Maxwell-Modells dar. Es kann nahezu über die gesamte Schlauchbildungszone eine Übereinstimmung mit den Referenzkonturen erzielt werden. Auch dies war zu erwarten, da das Phan-Thien Tanner-Modell eine Erweiterung des Maxwell-Modells darstellt. Basierend auf diesem erweiterten Modell werden folgende Materialkennwerte für eine optimale Prozessabbildung gefunden:

Tabelle 11-4 Ermittelte Prozessparameter für das Maxwell-Modell

Materialparameter PTT-Modell					
	η_{11} [Pa s]	λ [s]	ε [-]	α [-]	β [-]
ABV2-h100-KL601	42648,2	0,896	0,038	0,264	0,649
ABV2-h100-KL803				0,226	0,569

Im Vergleich zum Maxwell-Modell wird eine niedrigere Viskosität ermittelt. Des Weiteren befinden sich die Werte für α und β für beide Zustände in annähernd gleichen Bereichen. Hieraus folgen gleiche Viskositäten in die Dehnrichtungen für beide Prozesszustände, wie sie auch im realen Verstreckprozess zu erwarten sind.

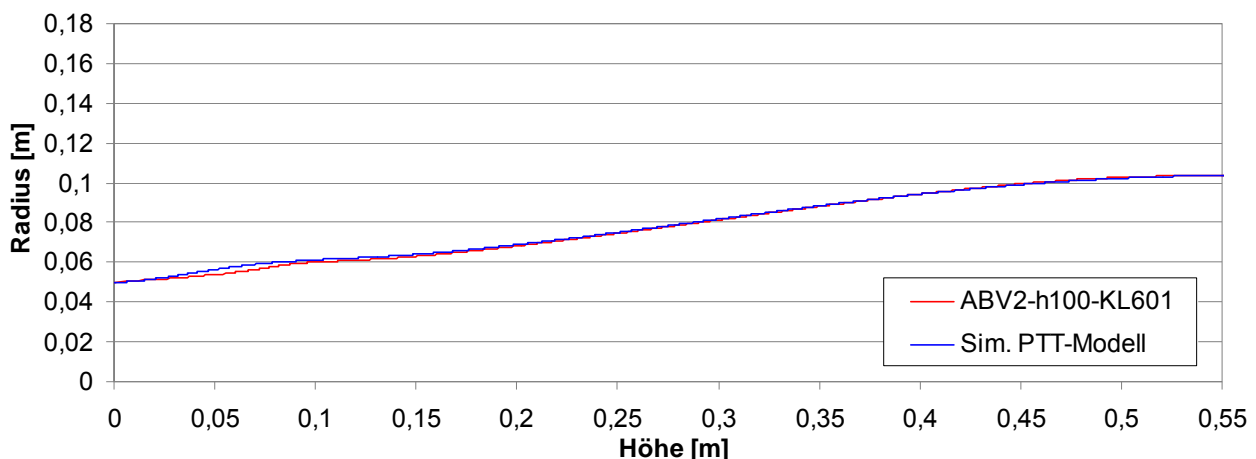


Abbildung 11-7 Abbildungsvermögen des Phan-Thien Tanner-Modells bei einem Volumenstrom von 601 m³/h

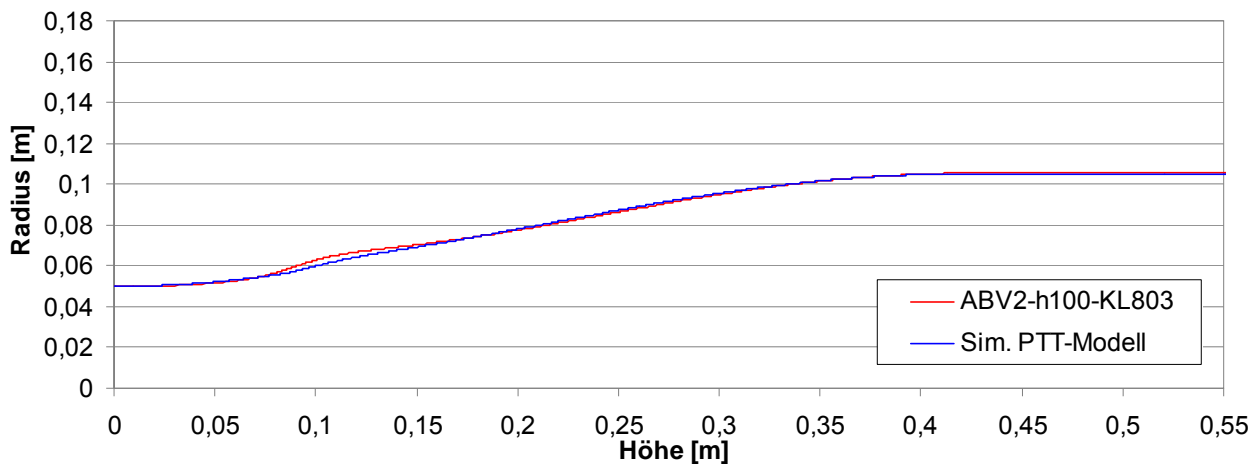


Abbildung 11-8 Abbildungsvermögen des Phan-Thien Tanner-Modells bei einem Volumenstrom von 803 m³/h

In Abbildung 11-7 und Abbildung 11-8 sind die beiden berechneten Konturverläufe aufgeführt. Im direkten Vergleich zum Maxwell-Modell konnte die Abbildungsgenauigkeit speziell im Bereich der Kühlluftführung noch mal verbessert werden. Zurückzuführen ist dies auf die verstärkte Reaktion auf den Druckverlauf. Dies gelingt vor allem, da das Phan-Thien Tanner-Modell niedrigere Spannungen im Folienverstreckprozess berechnet.

Auswahl des rheologischen Materialmodells

Bei der Auswahl des rheologischen Modells wurden die beiden Modelle nach Newton und Kelvin aufgrund ihrer Abbildungsschwäche außer Acht gelassen. Beide differenziellen Modelle hingegen zeigen gute Übereinstimmungen mit den Referenzkonturen.

Das Phan-Thien Tanner-Modell stellt eine direkte Weiterentwicklung des Maxwell-Modells dar, was eine verbesserte Beschreibung des Polymerverhaltens in Bezug auf die Dehnung ermöglicht. Darüber hinaus ist das Phan-Thien Tanner-Modell besser als das Maxwell-Modell geeignet das zeitabhängige Polymerverhalten darzustellen, da die Deformationshistorie der Polymerketten im Phan-Thien Tanner-Modell Berücksichtigung findet [Tas94]. Zudem kann Maia [Ma99] in seinen Untersuchungen nachweisen, dass dieses Modell speziell die Dehnviskosität treffend abbildet. Der Vorteil des Phan-Thien Tanner-Modells für das Konturberechnungsmodell liegt in der sensiblen Reaktion auf die anliegenden Druckverläufe. Daher ist für die Erstellung des Prozessmodells als rheologisches Ersatzmodell das Phan-Thien Tanner-Modell ausgewählt worden.

12 Anhang 2

12.1 Materialdaten

Sabic Stamylan 2100 TN 00 (Schmelze)					
Temperatur [K]	Dichte [kg/m³]	Temperatur [K]	Wärme-kapazität [J/kg K]	Temperatur [K]	Wärme-leitfähigkeit [W/mK]
293	917,4311	200	1270,2	241	0,383
320	899,2806	285	2324	271	0,368
334	888,0995	318,49	3228,6	300	0,345
344	877,193	334,48	4232,6	338	0,3
358	858,3691	365,28	15350	360	0,267
366	845,3085	371,28	3100	384	0,246
376	824,4023	374,68	2900	400	0,24
386	801,9246	500	2000	420	0,242
523	729,875			472	0,252

Sabic Stamylan 2100 TN 00 (Feststoff)				
Temperatur [K]	Wärme-kapazität [J/kg K]	Temperatur [K]	Wärme-leitfähigkeit [W/mK]	Dichte [kg/m³]
273	1900	273	0,365	921
523	3000	383	0,24	
		523	0,24	

Kühlluft				
Temperatur [K]	Dichte [kg/m³]	Wärme-kapazität [J/kg K]	Wärme-leitfähigkeit [W/mK]	Viskosität [Pa s]
273	1,275	1006,43	0,0242	1,7894*10 ⁻⁰⁵
283	1,23			
293	1,188			
303	1,149			
313	1,112			
333	1,045			
353	0,9859			
373	0,9329			
393	0,8854			
413	0,8425			
433	0,8036			
453	0,7681			
473	0,7356			
523	0,6653			

12.2 Randbedingungen der Strömungssimulation

Boundary conditions

blase-aussen

type	wall
adjacent Cell Zone	kuehlluft
shadow face zone	blase-aussen-shadow
sationary wall	no slip
roughness constant	0.03
thermal conditions	coupled
material	peld

blase-aussen-shadow

type	wall	
adjacent Cell Zone	schmelze	
shadow face zone	blase-aussen	
sationary wall	specified shear	x=0 y=0
roughness constant	0.03	
thermal conditions	coupled	
material	peld	

blase-innen

type	wall	
adjacent Cell Zone	schmelze	
sationary wall	specified shear	x=0 y=0
roughness constant	0.03	
thermal conditions	convection	
	heattransfer coefficient	5 [W/m²k]
	free stream temp.	33.15 [K]
material	peld	

boden

type	wall	
adjacent Cell Zone	kuehlluft	
sationary wall	no slip	
roughness constant	0.1	
thermal conditions	Temperature	483 [K]
material	aluminium	

default-interior

	schmelze
type	interior

default-interior:001

kuehlluft

type interior

luft-aus

type	pressure-outlet	
momentum	gauge pressure	101300 [Pa]
	backflow turbulent kinetic energy	0 [m ² /s ²]
	backflow turbulent dissipation rate	0 [m ² /s ³]
thermal	backflow total temperature	300 [K]

luft-ein

type	velocity-inlet	
momentum	radial-velocity	value [m/s]
turbulence	specification methode	K and Epsilon
	turbulent kinetic energy	0.3 [m ² /s ²]
	turbulent dissipation rate	0.9 [m ² /s ³]
thermal	backflow total temperature	300 [K]

luft-rand

type	pressure-outlet	
momentum	gauge pressure	101300 [Pa]
	backflow turbulent kinetic energy	0 [m ² /s ²]
	backflow turbulent dissipation rate	0 [m ² /s ³]
thermal	backflow total temperature	300 [K]

luft-wand

type	wall	
adjacent Cell Zone	kuehlluft	
sationary wall	no slip	
roughness constant	0.1	
thermal conditions	Temperature	303 [K]
material	aluminium	

schmelze-aus

type	pressure-outlet	
momentum	gauge pressure	101300 [Pa]
	backflow turbulent kinetic energy	0.001 [m ² /s ²]
	backflow turbulent dissipation rate	0.1 [m ² /s ³]
thermal	backflow total temperature	300 [K]

schmelze-ein

type	velocity-inlet	
momentum	mass flow rate	0.00972222 [kg/s]
	direction specification method	normal to boundary
turbulence		
	specification methode	K and Epsilon
	turbulent kinetic energy	0.0005 [m ² /s ²]
	turbulent dissipation rate	0.1 [m ² /s ³]
thermal	backflow total temperature	458.9833 [K]

Cell Zone Conditions**kuehlluft**

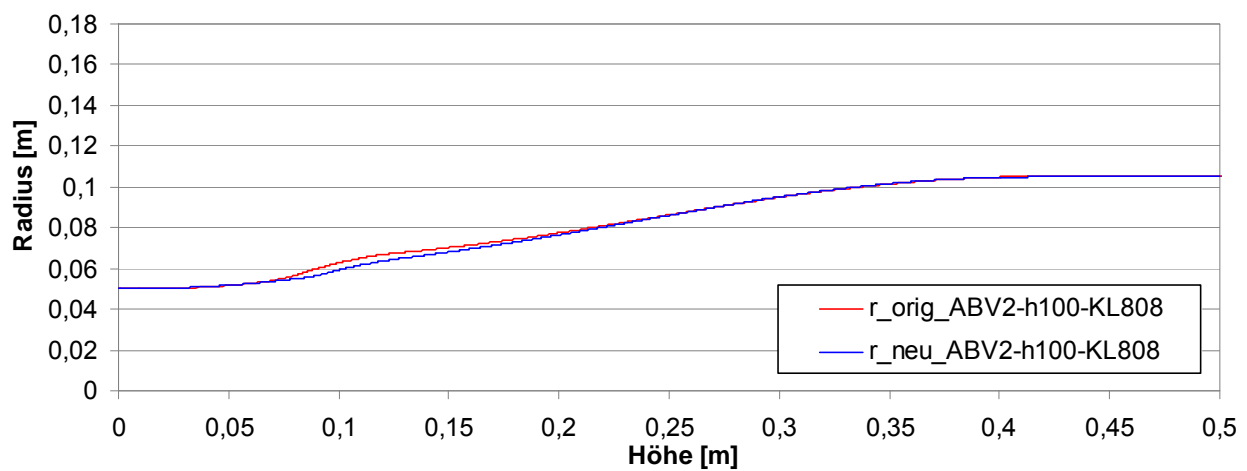
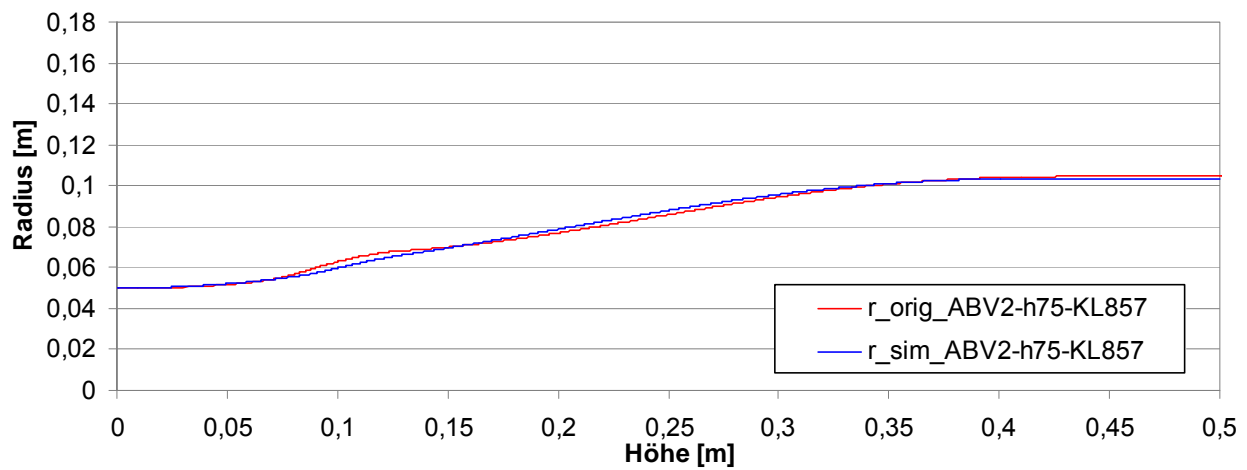
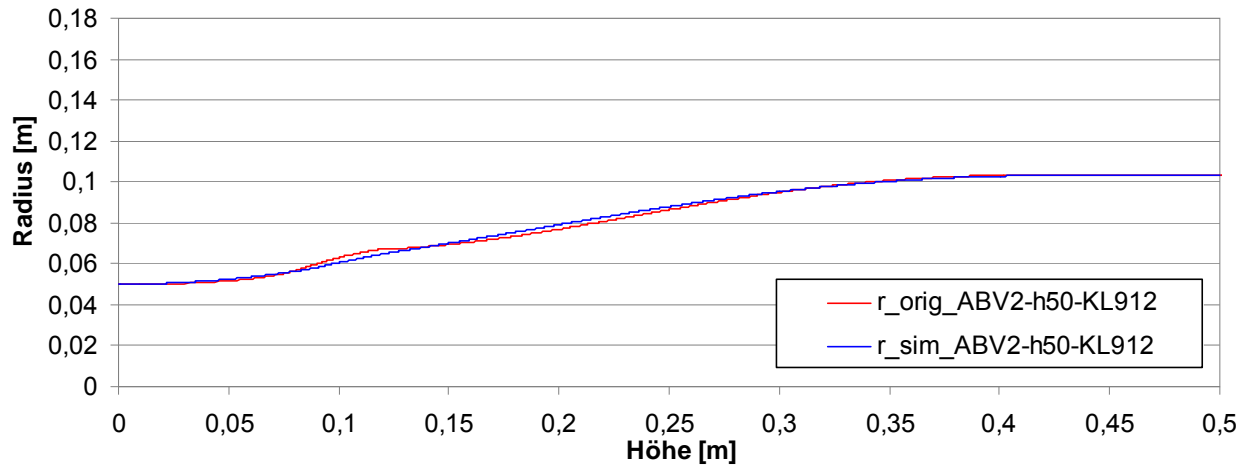
type	fluid
material	luft
motion	stationary

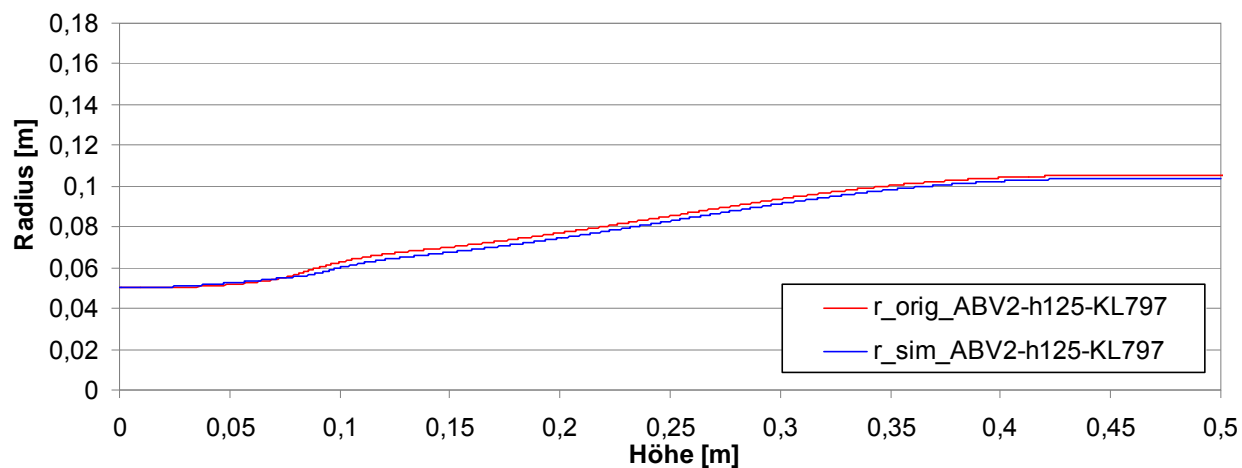
schmelze

type	fluid
material	pe
laminar zone	
motion type	stationary

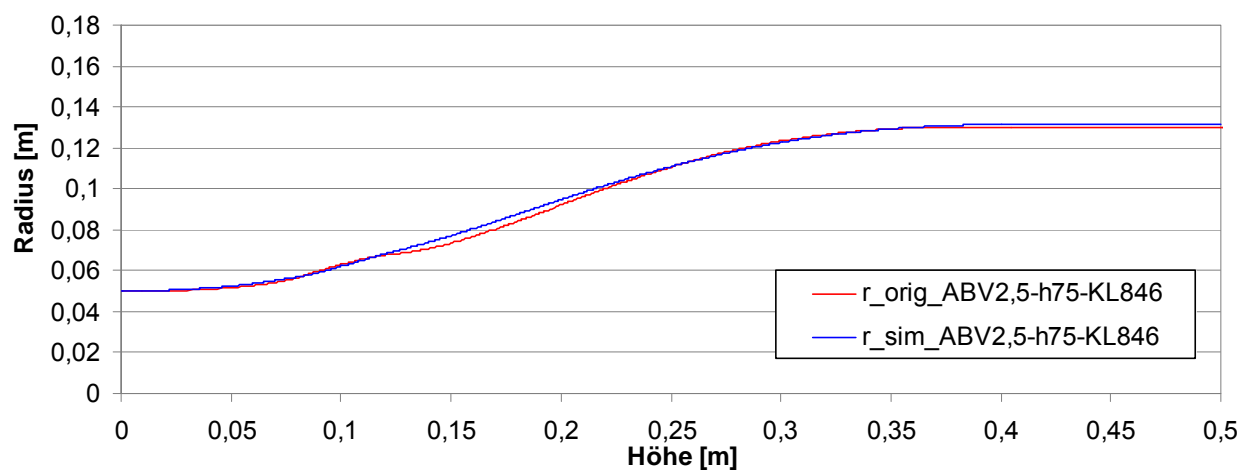
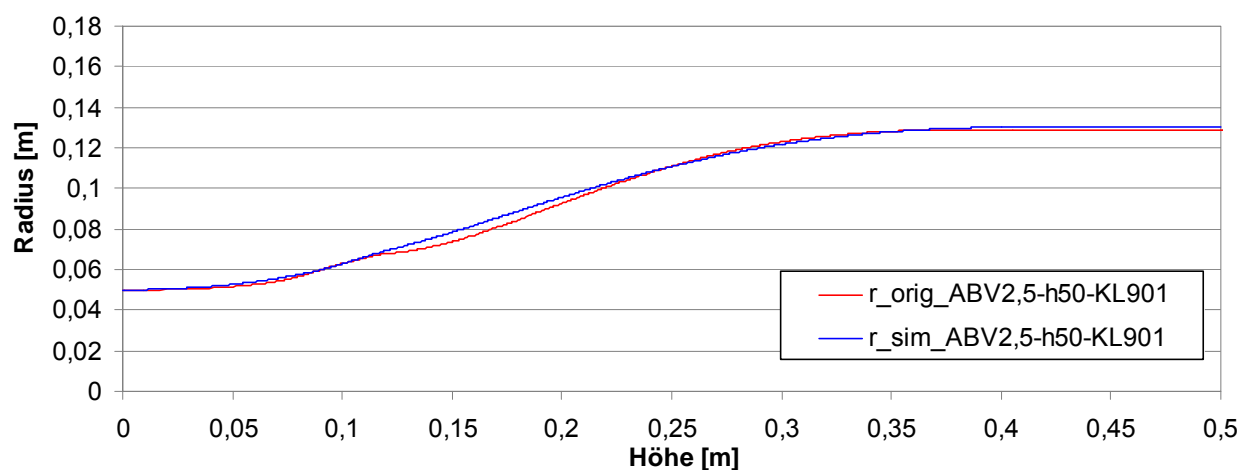
12.3 Ergebnisdarstellung der Kalibrierung

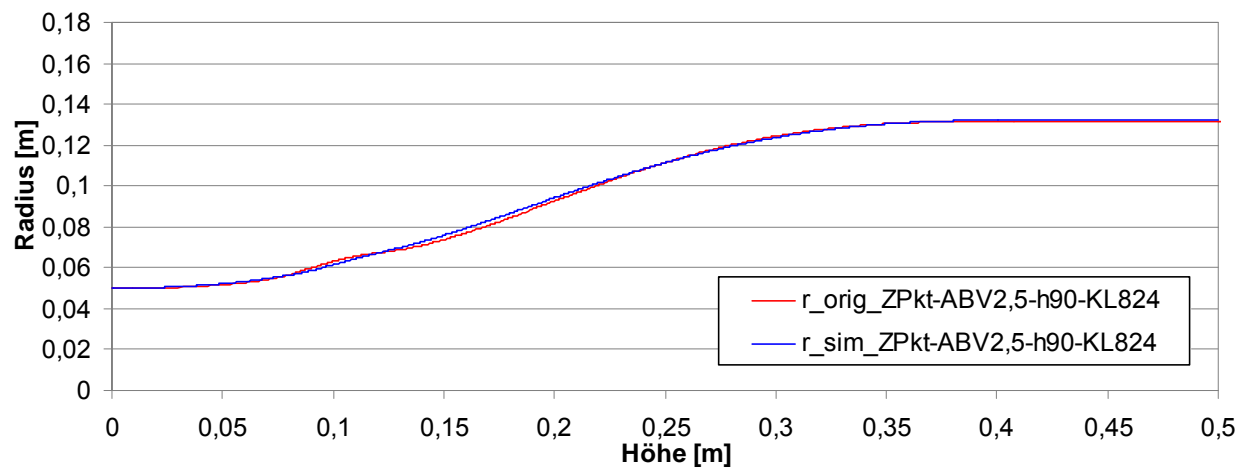
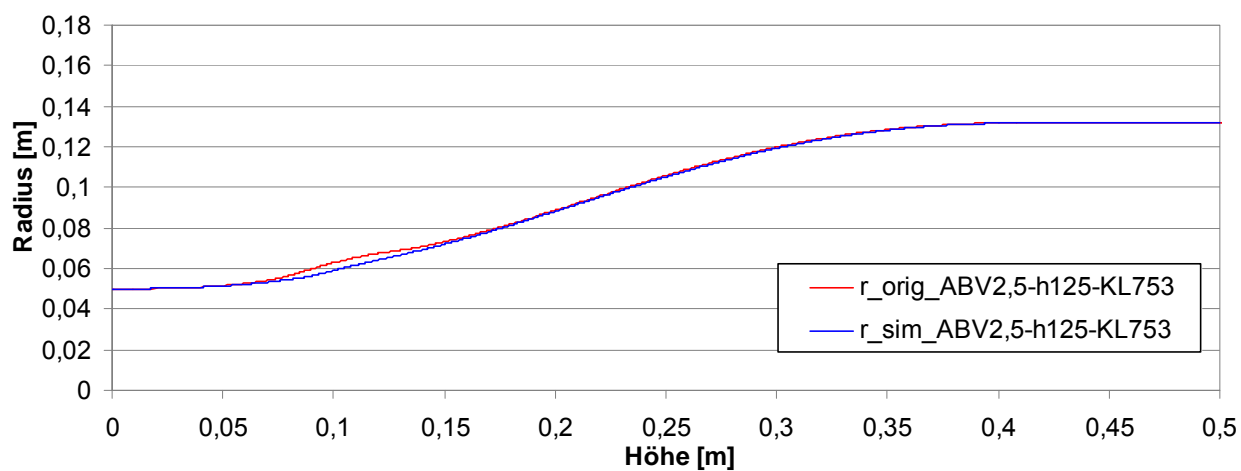
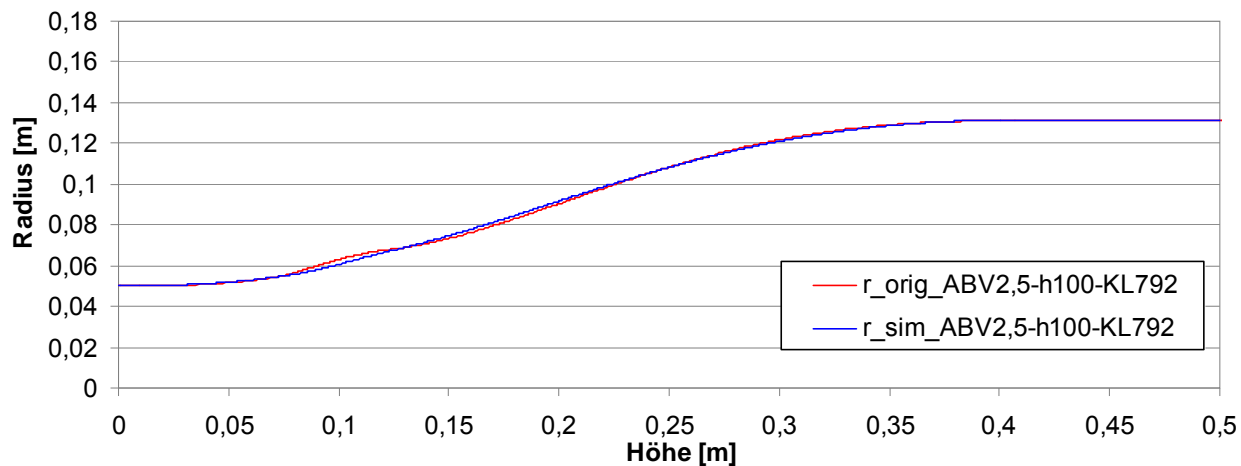
ABV 2



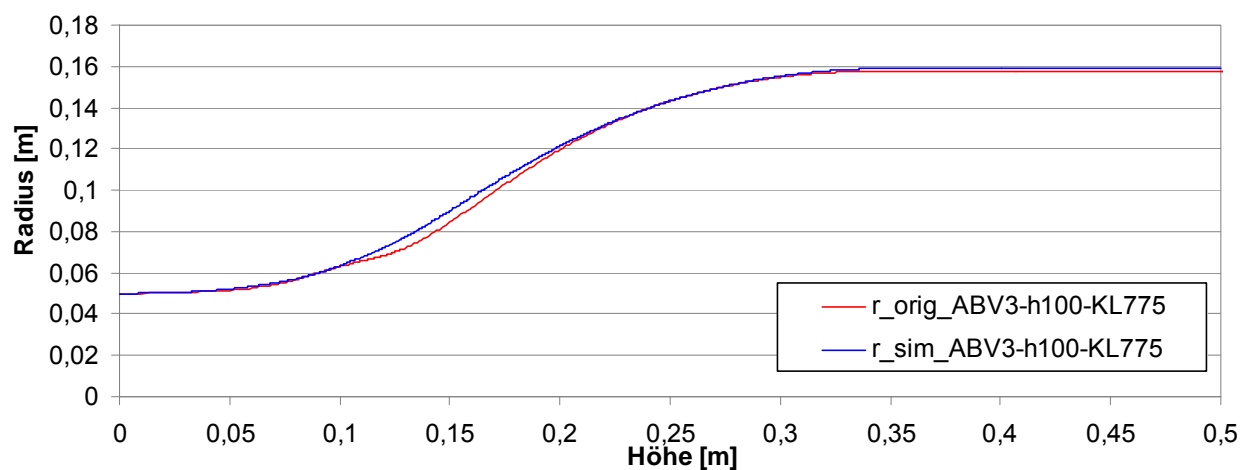
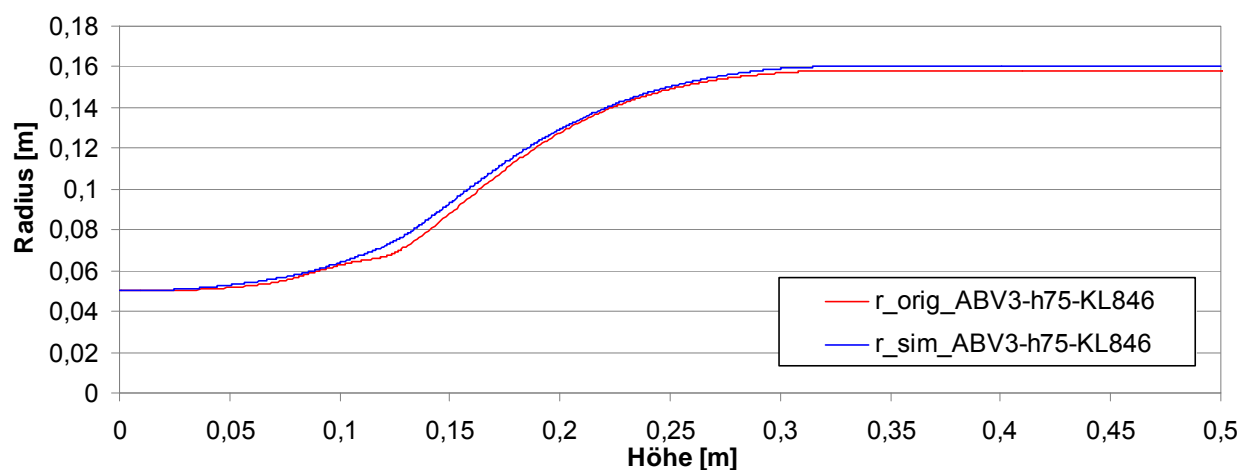
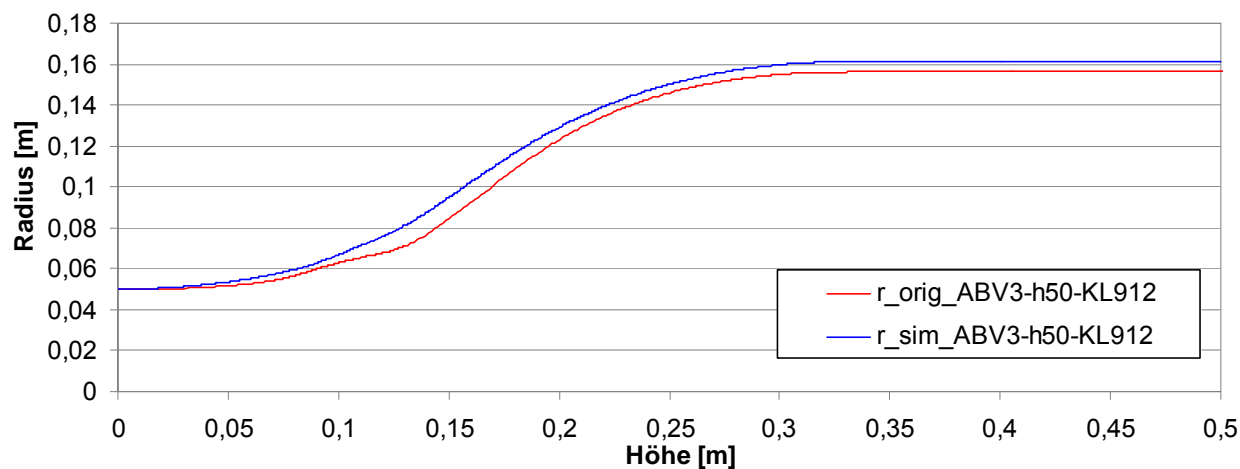


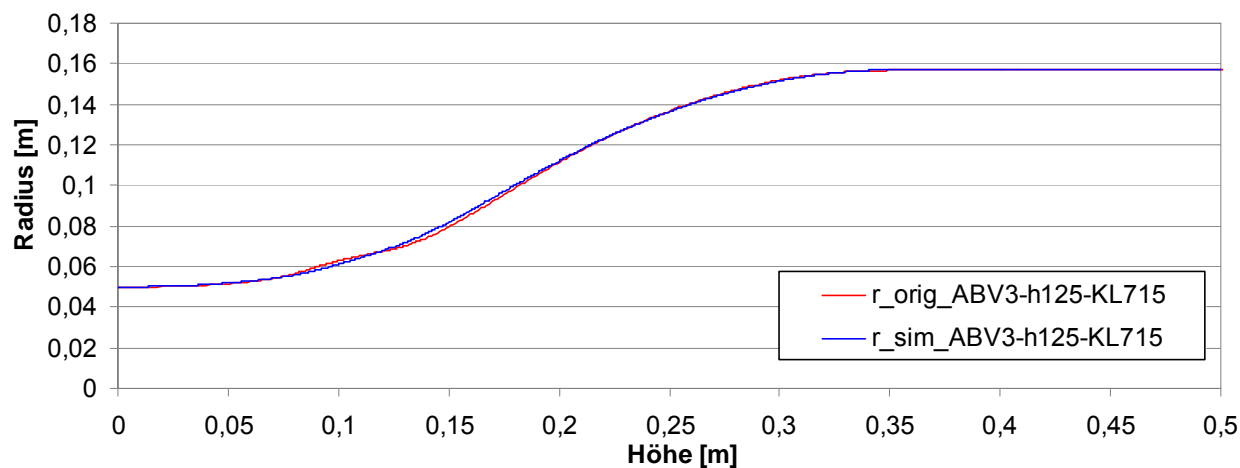
ABV 2,5





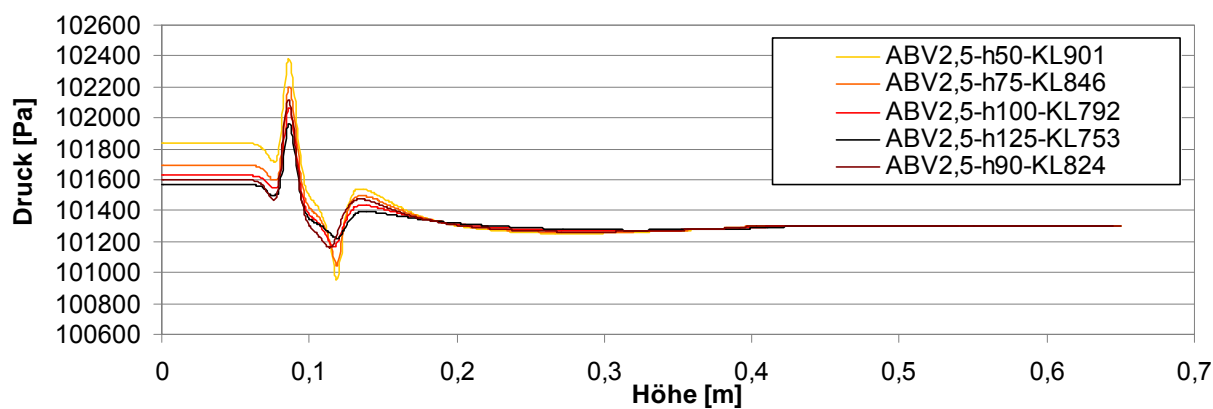
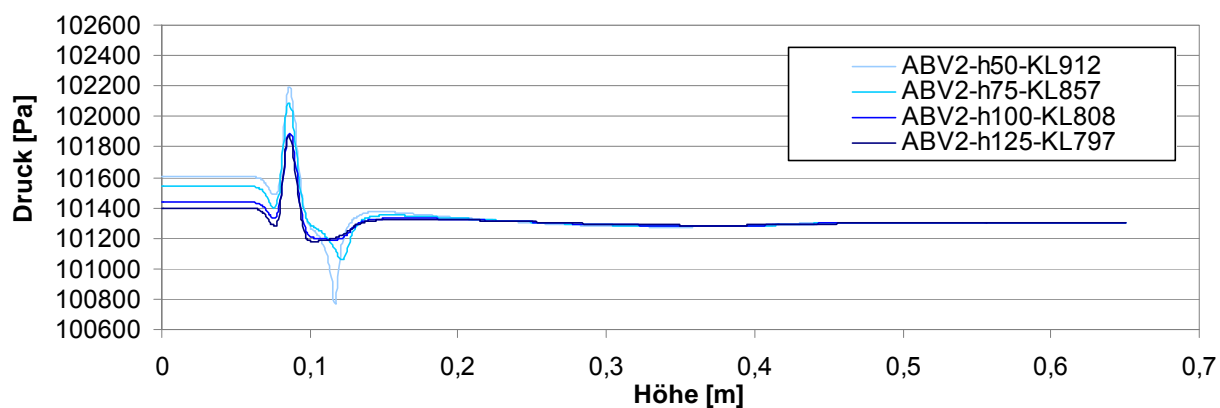
ABV 3

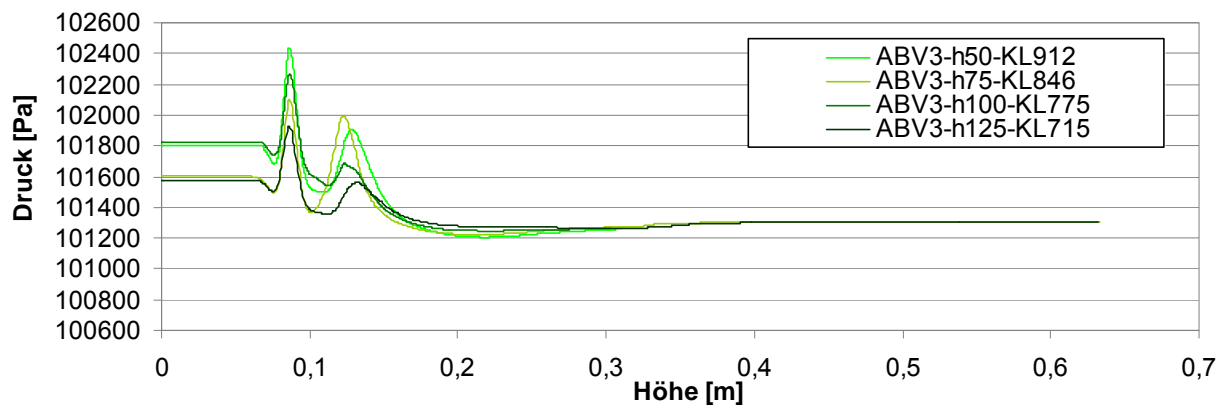




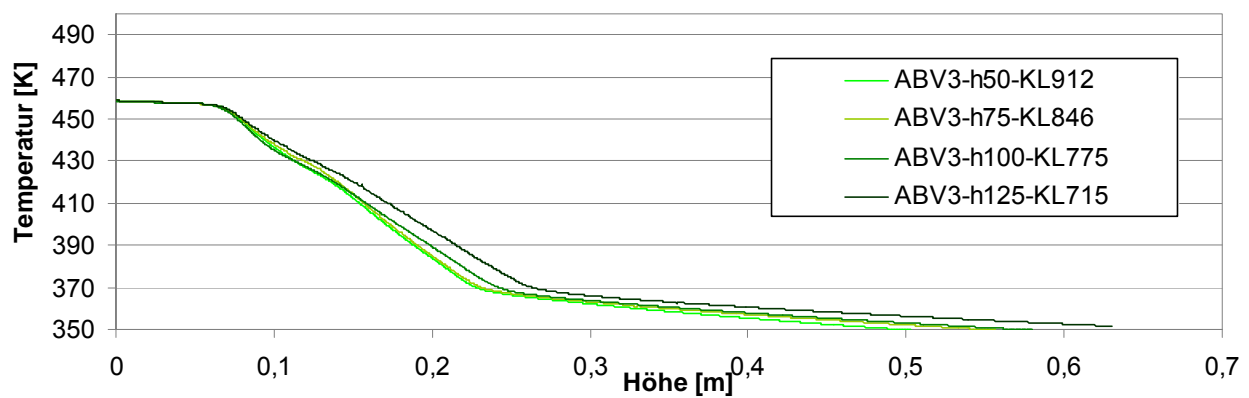
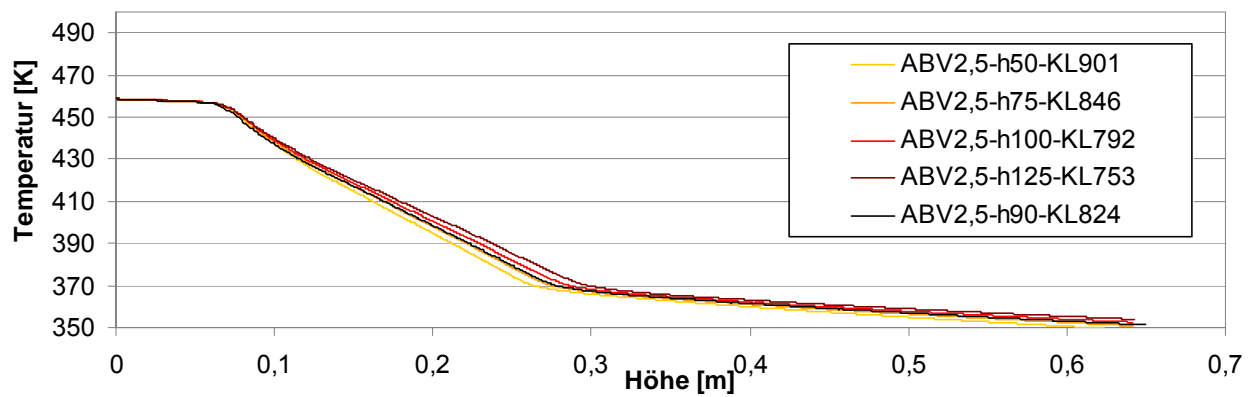
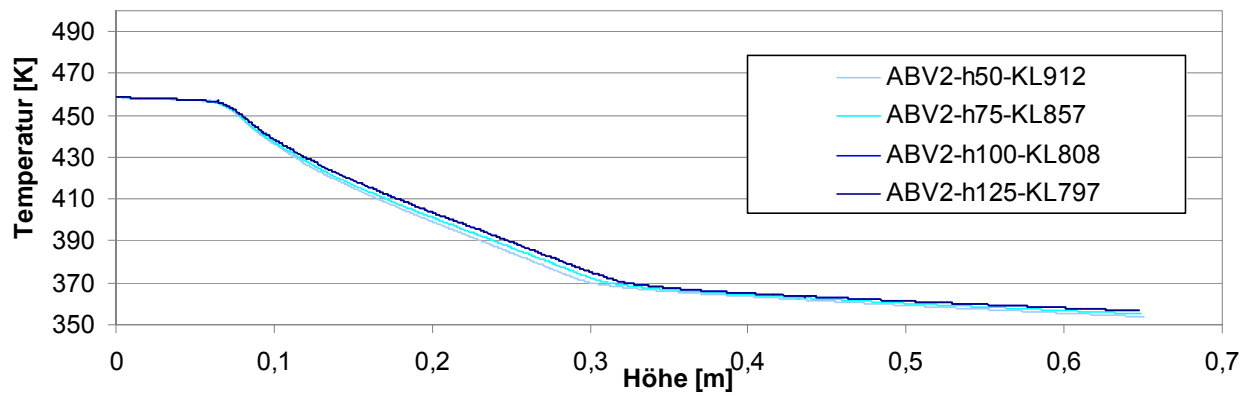
12.4 Ergebnisdarstellung der CFD-Analyse für den Kalibrierraum

Druckprofile





Temperaturprofile



13 Literaturverzeichnis

- [AC92] Ashok, B.K.
Campbell, C.A. "Two- phase simulation of tubular film blowing of crystalline polymers"
International Polymer Processing 7, 2 (1992), S. 240-247
- [ADA97] André, J.-M.
Demany, Y.
Agassant J.-F. "Modélisation du soufflage de gaine"
Fluid mechanics, (1997), S. 621-629
- [AP93] Alaie, S.M.
Papanastasiou, T.C. „Modeling of non- isothermal film blowing with integral constitutive equations“
International Polymer Processing 8, (1993), S. 51-65
- [Ast74] Ast, W. Zur Luftkühlung bei Blasfolienanlagen
Kunststoffe 64, 3 (1974), S. 146-152
- [Ast76] Ast, W. „Extrusion von Schlauchfolien: Theoretische und experimentelle Untersuchungen des Abkühlvorgangs“
Dissertation TH Stuttgart, (1976)
- [Ast78] Ast, W. "Kühlen von Schlauchfolien"
Plastverarbeiter 29, 10 (1978), S. 543-550
- [ATN99] Akaike, O.
Tsuji, T.
Nagano, Y. "Simulation of Blown-Film Process Taking Account of Cooling-air Effect"
International Polymer Processing XIV, (1999), S. 168-174
- [BCC93] Babel, A.K.
Cao, B.
Campbell, G.A. „On the Application of a Viscoplastic Elastic Model To Uniaxial Elongational Flow“
Journal of Plastic Film and Sheeting 9, (1993), S. 224-245
- [Ben08] Bennett, J. C. "Mathematical Analysis of Film Blowing"
Dissertation at the RMIT University, (2008)
- [BGD02] Boiko, A. V.
Grek, G. R.
Dovgal, A. V.
Kozlov, V. V. "The Origin of Turbulence in Near-Wall Flows"
Springer-Verlag, (2002)
- [BKZ64] Bernstein, B.
Kearsley, E.A.
Zapas L.J. "Thermodynamics of perfect elastic fluids"
J. Res. Natl. Bur. Stand. 86B, (1964)
- [BM07] Beaulne, M.
Mitsoulis, E. "Effect of Viscoelasticity in the Film-Blowing Process"
Journal of Applied Polymer Science 105, (2007), S. 2098-2112
- [BMD07] Bhattacharya, S. N.
Majumder, K. K.
Ding, Y.
Hobbs, G. "Modelling Prediction and Pilot Plant Study of the Blown Film Process Characteristics"
Polymer Processing Society, Conference, (2007)
- [Bu06] Butler, T. "Predicting Blown Film Residual Stress Levels Influence on Properties"
PLACE Conference Ohio, (2006)
- [CC89] Cao, B.
Campbell, G.A. "Air ring effect on blown film dynamics" International Polymer Processing 4, 2 (1989), S. 114-118

- [CC90] Cao, B.
Campbell, G.A. "Viscoelastic modelling of tubular blown film processing"
AIChE Journal 36, 3 (1990), S. 420-430
- [CCA99] Campbell, G.A.
Cao, B.
Ashok, K. "Kinematics, Dynamics, and Physical Properties of Blown Film"
Film Processing, Carl Hanser Verlag, (1999)
- [CD88] Cain, J. J.
Denn, M. „Multiplicities and Instabilities in Film Blowing“
Polymer Engineering and Science 28, 23 (1988), S. 1527-1541
- [COC92] Campbell, G. A.
Obot, N. T.
Cao, B. "Aerodynamics in the Blown Film Process"
Polymer Engineering and Science 11, 32 (1992), S. 751-759
- [DHK99] Dhanasekharan, M.
Huang, H.
Kokini, J. I. "Comparison of observed rheological properties of hard wheat flour dough with predictions of the Giesekus-Leonov, White-Metzner and Phan-Thien Tanner models"
Journal of Texture Studies 30, (1999), S. 603-623
- [DM01a] Doufas, A. K.
McHugh, A. J. "Simulations of fibre spinning and film blowing based on a molecular/continuum model for flow-induced crystallization" Rheology Journal, (2001), S. 1085-1104
- [DM01b] Doufas, A. K.
McHugh, A. J. "Simulations of film blowing including flow-induced crystallization" Journal of Rheology 45, 5 (2001), S. 1085-1104
- [Dom08] Domininghaus, H. „Kunststoffe Eigenschaften und Anwendungen“
VDI-Buch, Springer Verlag, (2008)
- [ES05] Ervin, V.J.
Shepherd, J.J. "Numerical Approximation of the Newtonian Film Blowing Problem"
Computers and Mathematics with Applications 49, 11 (2005), S. 1687-1707
- [FAL07] Fatahi, S.
Aji, A.
Lafleur, P. G. „Investigation on the Structure and Properties of Different PE Blown Films“
International Polymer Processing XXII, 4 (2007), S. 334-345
- [Fer99] Feron, B. „Entstehungsursachen der Dickenschwankungen bei der Blasfolienextrusion“
Dissertation an der Universität-GH Essen, (1998)
- [Fis83] Fischer „Ein rheologisches Modell zur Beschreibung der Produktqualität bei der Verarbeitung von Hochdruckpolyethylen“
Dissertation an der Universität Stuttgart, (1983)
- [GE05] Gao, N.
Ewing, D. Investigation of the Large-Scale Flow Structures in Cooling Jets Used in the Blown Film Manufacturing Process"
Journal of Fluids Engineering 127, (2005), S. 978-985
- [GH92] Gersten, K.
Herwig, H. "Strömungsmechanik"
Friedrich Vieweg & Sohn Verlag, (1992)
- [GMW82] Gupta, R.K.
Metzner, A.B.
Wissbrunn, K.F. "Modeling of polymeric film- blowing processes"
Polymer Engineering and Science 22, 3 (1982), S. 172-181

- [GS97] Gogineni, S. Shih, C. "Experimental investigation of the unsteady structure of a transitional plane wall jet" Experiments in Fluids 23, (1997), S. 121-129
- [Gup80] Gupta, R.K. "A new non- isothermal rheological constitutive equation and its application to industrial film blowing process" Ph.D. thesis, University Delaware, (1980)
- [GVS99] Gogineni, S. Visbal, M. Shih, C. "Phase-resolved PIV measurements in a transitional plane wall jet: a numerical comparison" Experiments in Fluids 27 (1999), S. 126-136
- [Hau99] Hauck, J. „Entwicklung eines Simulationsprogrammes für den Schlauchfolienextrusionsprozess“ Dissertation an der RWTH-Aachen, (1999)
- [Heg04] Hegemann, B. „Deformationsverhalten von Kunststoffen beim Thermformen“ Dissertation an der Universität Stuttgart, (2004)
- [HKL04] Hyun, J. C. Kim, H. Lee, J. S. „Transient solutions of the dynamics in film blowing processes“ Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanic 121, (2004), S. 157-162
- [HM07] Heinrichsen, L. K. McHugh, A. J. "Analysis of Film Blowing with Folwehanced Crystallization" International Polymer Processing XXII, (2007), S. 179-189
- [HP75a] Han, C. D., Park, J.Y. "Studies on Blown Film Extrusion. I. Experimental Determination of Elongational Viscosity", Journal of Applied Polymer Science 19, (1975), S. 3257-3276
- [HP75b] Han, C.D., Park, J.Y. "Studies on Blown Film Extrusion. II. Analysis of the Deformation and Heat Transfer Processes", Journal of Applied Polymer Science 19, (1975), S. 3277-3290
- [HP75c] Han, C.D., Park, J. Y. "Studies on Blown Film Extrusion. III. Bubble Instability", Journal of Applied Polymer Science Vol. 19, (1975), S. 3291-3297
- [HS91] Hsiao, F. B. Sheu, S. S. "Flow Transition and Wall Boundary Layer Properties in the Near Field Region of a Plane Wall Jet" Conference of Boundary Layer Transition & Control, (1991)
- [Hsi94] Hsiao, F. B. Sheu, S. S. "Double row vertical structures in the near field region of a plane wall jet" Experiments in Fluids 17, (1994)
- [Joh04] Johannaber, F. "Kunststoffmaschinenführer, Carl Hanser Verlag 4. Ausgabe, (2004)
- [Kan87] Kanai, T. "Theoretical analysis of tubular film extrusion and its applications for HMW- HDPE" International Polymer Processing 1, (1987), S. 298-305
- [Kay64] Kaye, A. "Non-Newtonian flow in incompressible fluids" Technical Report Note Nr. 134, College of Aeronautics, Cranfield, U.K., (1964)

- [KC99] Kanai, T.
Campbell, G.A. „Film Processing“
Hanser Verlag, München, (1999)
- [KH83] Kwack, T. H.
Han, C. D. “Rheology-Processing-Property Relationships in Tur-
bular Film Extrusion”
Journal of Applied Polymer Science 28, (1983),
S. 3399-3418
- [KH88] Kwack, T. H.
Han, C. D. “Development of Crystalline Structure during Turbular
Blowing of Low-Density Polyethylene”
Journal of Applied Polymer Science 35, (1988),
S. 363-389
- [KL87] Kahn, S. A.
Larson, R. G. “Comparison of Simple Constitutive Equations for
Polymer Melts in Shear and Biaxial and Uniaxial Ex-
tensions”
Journal of Rheology 31, 3 (1987), S. 207-234
- [KMN02] Khonakdar, H.A.
Morshedian, J.
Nodehi, A.O. “Mathematical and Computational Modeling of Heat
Transfer and Deformation in Film Blowing Process”
Journal of Applied Polymer Science 86, (2002),
S. 2115-2123
- [Kol08] Kolarik, R. “Non - Isothermal Film Blowing Process Stability
Analysis for Non - Newtonian Fluids by using Varia-
tional Principles”
Master Thesis Tomas Bata University Zlin, (2008)
- [KSB05] Kahn, A.
Shepherd, J. J.
Bhattacharya, S. “Numerical modelling of the effect of operating pa-
rameters in the plastic blown film process”
ANZIAM Journal 46, (2005), S. C1239-C1253
- [KTN98] Kuijk, E. W.
Tas, P. P.
Neuteboom, P. “A Rheological Model for the Prediction of Polyethyl-
ene Blown Film Properties”
Journal of Plastic Film and Sheeting 14, (1998),
S. 121-151
- [KTN99] Kuijk, E. W.
Tas, P. P.
Neuteboom, P. “A Rheological Model for the Prediction of Polyethyl-
ene Blown Film Properties”
Journal of Reinforced Plastics and Composites 18,
(1999), S. 508-517
- [Kur95] Kurtz, S. J. “Relationship of Stresses in Blown-film Processes”
International Polymer Processing X, 2 (1995),
S.148-154
- [KW84] Kanai, T.
White, G. A. “Kinematics, Dynamics and Stability of the tubular film
extrusion of various Polyethylenes”
Polymer Engineering and Science 24, 15 (1984)
S. 1185-1201
- [KW99] Kanai, T.
White, G. A. Film Processing (Progress in Polymer Processing)
Carl Hanser Verlag München, (1999)
- [Lar88] Larson, R. G. “Constitutive Equations for polymer Melts and Solu-
tions”
Butterworths Series in Chemical Engineering, (1988)
- [Lau05] Laun, H.-M. “Industrial Rheology of Polymer Melts”
Vorlesungsskript, University of Dortmund, (2005)

- [LBS95a] Liu, C.-C.
Bogue, D. C.
Spruiell, J. E. „Turbular Film Blowing Part 1: On-line Experimental Studies“
International Polymer Processing X, 3 (1995), S. 226-229
- [LBS95b] Liu, C.-C.
Bogue, D. C.
Spruiell, J. E. „Turbular Film Blowing Part 2: Theroretical Modelling“
International Polymer Processing X, 3 (1995), S. 230-236
- [LGC97] Lafleur, P. G.,
Ghaneh-Fard, A.,
Carreau, P. J. “Study of Kinematics and Dynamics of Film Blowing of Different Polyethylenes”
Polymer Engineering and Science 37, 7 (1997), S. 1148-1163
- [Lod68] Lodge, A.S. „Constitutive equations from molecular network theories for polymer solutions“
Rheologica Acta 7, 4 (1968), S. 379-392
- [LT85] Lou, X.-L.
Tanner, R. I. “A Computer Study of Film Blowing”
Polymer Engineering and Science 25, 10 (1985), S. 620-629
- [Mai99] Maia, J. M. “Theoretical modelling of fluid S1: a comparative study of constitutive modeks in simple and complex flows”
Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 85, (1999), S. 107-125
- [Maj08] Majumder, K. K. “Blown Film Extrusin: Experimental Modelling and Numerical Study”
Dissertation at the RMIT University, (2008)
- [Max1867] Maxwell, J.C. “On the dynamical theory of gases. Equation of motion corrected for viscosity”
Philosophical Transactions of the Royal Society of London Ausgabe 157, (1867), S. 49-88
- [May05] Mayavaram, R. S. “Modelling and Simulation of the Blowing Process”
Dissertation Texas A&M University, (2005)
- [MCS03] Muke, S.
Connell, H.
Sbarski, I.
Bahattacharya, S. N. “Numerical modelling and experimental verification of blown film process”
Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 116, (2003), S. 113-138
- [Mei69] Meissner, J. „Rheometer zur Untersuchung der deformationsmechanischen Eigenschaften von Kunststoff-Schmelzen unter definierter Zugbeanspruchung“
Rheologica Acta 8, 1(1969), S. 78-88
- [Mei85] Meissner, J. „Rheometry of Polymer Melts“
Annual Reviews Fluid Mechanics 17, (1985), S. 45-64
- [MK04] Muslet, I. A.
Kamal, M. R. “Computational simulation of the film blowing process incorporating crystallization and viscoelasticity”
Journal of Rheology 48, 3 (2004), S. 525-550
- [ML98] McLeish T.C.B
Larson R.G. “Molecular constitutive equations for a class of branched polymers: The pom-pom polymer”
Journal of Rheology 42, (1998), S. 81-110
- [MR02] Mayavaram, R.
Reddy, J. N. “Transient Simulation of Film Blowing Process”
SPE ANTEC Conference, (2002)

- [MRS81] Meissner, J.
Raible, T.
Stephensen, S. „Rotary clamp in uniaxial and biaxialextensional rheometry of polymer melts”
Journal of Rheology 25, 1 (1981) S. 1-28
- [MSM05] Münstedt, H.
Steffl, T.
Malmberg, A: “Correlation between rheological behaviour in uniaxial elongation and film blowing properties of various polyethylenes”
Rehologica Acta 45, (2005), S. 14-22
- [N.N.97] N.N. VDI-Wärmeatlas
Springer Verlag, (1997)
- [N.N.07] N.N. Materialdaten für SABIC LDPE 2100TN00
SABIC Europe, (2007)
- [N.N.08] N.N Schutzrecht EP 1982819-A2 (22.10.2008). Kdesign.
Pr.: DE 102007018417 17.04.2007
- [N.N.09a] N.N. Matlab 2009b Product Help
The MathWorks GmbH, (2010)
- [N.N.09b] N. N. Fluent 12 Documentation
ANSYS, Inc. (2009)
- [N.N.09c] N. N. Gambit 2.4.6 Documentation
ANSYS Inc., (2009)
- [Ohl04] Ohlendorf, F. “Vorhersage der mechanischen Folieneigenschaften bei der Schlauchfolienextrusion”,
Dissertation an der RWTH Aachen, (2004)
- [PB03] Prikle, J.C.
Braatz, R.D. “Dynamic Modelling of Blown-Film Extrusion”
Polymer Engineering and Science 43, 2 (2003),
S. 398-418
- [PB04] Prikle, J.C.
Braatz, R.D. “Comparison of the Dynamic Thin Shell and Quasi-cylindrical Models for Blown Film Extrusion”
Polymer Engineering and Science 44, 7 (2004),
S. 1267-1276
- [Pet73] Petrie, C.J.S. “Memory effects in a non-uniform flow: A study of the behaviour of a tubular film of viscoelastic fluid”
Rheologica Acta 12, 2 (1973), S. 92-99
- [Pet75] Petrie, C.J.S. “Mathematical modelling and systems approach in plastics processing: the film blowing process”
Polymer Engineering & Science 10, (1975), S. 708-724
- [PGL95] Pahl, M.
Gleißle, W.
Laun, H.-M. “Praktische Rheologie der Kunststoffe und Elastomere”
VDI-Gesellschaft Kunststofftechnik, VDI-Verlag, (1995)
- [Ple79] Pleßke, P. „Schlauchfolienkühlung - Entwicklungsstand und Auswirkungen von Fehlern auf die Folienqualität“
Kunststoffe 69, (1979), S. 208-214
- [PP70a] Pearson, J.R.A.
Petrie, C.J.S. “The flow of a tubular film I: Formal mathematical representation”
Journal Fluid Mechanic 40, Part 1 (1970), S. 1-19
- [PP70b] Pearson, J.R.A.
Petrie, C.J.S. “The flow of a tubular film II: Interpretation of the model and discussion of solutions”
Journal Fluid Mechanic 42, Part 3 (1970), S. 609-625
- [PP70c] Pearson, J.R.A.
Petrie, C.J.S. A fluid mechanical Analysis of the Film Blowing Process
Plastics & Polymers 4, (1970), S. 85-94

- [PR00] Pontaza, J.P.
Reddy J.N. „Numerical Simulation of Turbular Blown Film Processing“ Numerical Heat Transfer 38, 3 (2000), S. 227-247
- [PR05] Peters, F.
Ruppel, C. „Untersuchungen des konvektiven Wärmeübergangs bei der Folienherstellung“
Abschlussbericht zum DFG-Projekt PE401 / 19-2,3, (2005)
- [PR06] Peters, F.
Ruppel, C. „Experimental Investigation of the Cooling Flow in the Film Blowing Process“
International Polymer Processing XXI, 3 (2006), S. 319-327
- [PRJ07] Peters, F.
Ruppel, C.
Javili, A.
Kunkel, T. „The two-dimensional laminar wall jet. Velocity measurements compared with similarity theory.“
European journal of mechanics – b/fluids 23, (2007)
- [Pre72] Predöhl, W. „Untersuchungen zur Herstellung von Blasfolien aus Polyäthylen niedriger Dichte“
Dissertation an der RWTH Aachen, (1972)
- [PT77] Phan-Thien, N.
Tanner, R.I.J. “A new constitutive equation derived from network theory”
Journal of Non- Newtonian Fluid Mechanic 2, (1977), S. 352-364
- [RRG06] Robledo-Ortiz, J.R.
Ramírez-Arreola, D.
González-Núñez, R.
Rodrigue D. “Effect of Freeze-Line Position and Stretching Force on the Morphology of LDPE-PA6 Blown Films”
Journal of Plastics Film and Sheeting 22, (2006), S. 287-314
- [SB05] Shepherd, J.J.
Bennet, J.C. “Interior layer structure in the Newtonian blown film”
ANZIAM Journal 46, (2005), S. C839-C853
- [SB06] Shepherd, J.J.
Bennet, J.C. „Analysis of the non-isothermal Newtonian model in blown film process“
ANZIAM Journal 47, (2006), S. C325-C338
- [SC93] Sweeney, P.A.
Campell, G.A. “Blown Film Instabilities”
SPE ANTEC, 1993
- [SC95] Schroeter, B.
Caspar, G. „Querprofilverbesserung bei Schlauchfolien“
Kunststoffe 85, 3 (1995), S. 359-362
- [SCF92] Sweeney, P.A.
Campell, G.A.
Feeney, F.A. “Real Time Video Techniques in the Analysis of Blown Film Instabilities”
International Polymer Processing VII, 3 (1992), S. 229-240
- [Schm94] Schmitz, G. „Deformationsvorgänge bei der Blasfolienextrusion“
17. IKV-Kolloquium, Aachen, (1994), S. 43-49
- [Schm96] Schmitz, G. „Experimentelle Analyse und numerische Modellierung der Deformationsvorgänge bei der Schlauchfolienextrusion,“
Dissertation an der RWTH-Aachen, (1996)
- [SG06] Schlichting, H.
Gersten, K. „Grenzschicht-Theorie“
Springer-Verlag, (2006)

- [SKB05] Shepherd, J. J.
Kahn, A.
Bhattacharya, S. "Numerical modeling of the effect of operating parameters in the plastic blown film process" Australian Mathematical Society, (2005)
- [Spi04] Spirigatis, J. „Untersuchung des Einflusses des instationären konvektiven Wärmeübergangs bei der Folienherstellung auf die Produktqualität“ Dissertation an der Universität Duisburg-Essen, (2004)
- [SS08] Sharif, F.
Sarafrazi, S. „Non-Isothermal Simulation of the Film Blowing Process Using Multi-Modes Extended Pom-Pom-Model“ International Polymer Processing XXIII, (2008), S. 30-37
- [Ste86] Stephesons, S. E. "Limitations of the Phan-Thien non-linear network viscoelastic model" Rheologica Acta 25, (1986), S. 66-68
- [STV96] Sidiropoulos, V.
Tian, J.J.
Vlachopoulos, J. "Computer Simulation of Film Blowing" Journal of Plastic Film & Sheeting 12, (1996), S. 107-129
- [STV97] Sidiropoulos, V.
Tian, J.J. Vlachopoulos, J. "Computer Simulation of Film Blowing" SPE ANTEC, (1997)
- [SV97] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "The Aerodynamics of blown Film bubble cooling" CAPPA-D, Department of chemical Engineering, Canada, (1997)
- [SV98] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "The Aerodynamics of Cooling of Blown Film Bubbles" SPE ANTEC, (1998)
- [SV00a] Siridopoulos, V.
Vlachopoulos, J. "An Investigation of Venturi and Coanda Effects in Blown Film Cooling" International Polymer Processing XV, 1 (2000), S. 40-46
- [SV00b] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "The Effects of Dual-Orifice Air-Ring Design on Blown Film Cooling", Polymer Engineering and Science 40, 7 (2000), S. 1611-1618
- [SV00c] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "Numerical Simulation of Blown Film Cooling" SPE ANTEC, (2000)
- [SV01] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "Numerical Study of Internal Bubble Cooling (IBC) In Film Blowing" International Polymer Processing XVI, 1 (2001), S. 48-53
- [SV02] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "Numerical Simulation of Blown Film Cooling" Journal of Reinforced Plastics and Composites 21, (2002), S. 629-637
- [SV03] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "The Aerodynamics of Blown Film Bubble Cooling" poly dynamics eLibrary, (2003)
- [SV05] Sidiropoulos, V.
Vlachopoulos, J. "Temperature Gradients in Blown Film Bubbles" Advances in Polymer Technology 24, 2 (2005), S. 83-90
- [SWV99] Sidiropoulos, V.
Wood, P. E.
Vlachopoulos, J. "The Aerodynamics of Cooling of Blown Film Bubbles", Journal of Reinforced Plastics and Composites 18, 6 (1999), S. 529-539

- [SWV01] Sidiropoulos, V.
Wahab, Z.
Vlachopoulos, J. "Numerical Calculation of Stresses in Film Blowing"
SPE ANTEC, (2001), S. 86-91
- [Tan86] Tanner, R.I. "Engineering Rheology"
Oxford University Press, Oxford, (1986)
- [Tas94] Tas, P. "Film Blowing from Polymer to Product"
Dissertation an der Technischen Universität Eindhoven, Niederlande, (1994)
- [URL09a] N.N. URL: <http://www.reifenhauser.com/de/presse>
(05.2009)
- [URL09b] N.N. URL: <http://www.reifenhauser-kiefel.com>
(12.2009)
- [URL10a] N.N. URL: <http://www.alpinehosokawa.com/01blfilm/spectrum/prodpro/filmcool/filmcool.htm> (01.2010)
- [URL10b] N.N. URL: http://www.fsm-elektronik.de/pdf/dps_datenblatt.pdf
(02.2010)
- [URL10c] N.N. URL: <http://www.kdesign-web.de>
(01.2010)
- [Ver01] Verbeeten, W.M.H. "Computational Polymer Melt Rheology"
Dissertation an der Technischen Universität Eindhoven, Niederlande, (2001)
- [VPB01] Verbeeten, W.M.H.
Peters, G.W.M.
Baaijens, F.P.T. "Differential constitutive equation for Polymer melts: the extended Pom-Pom Model."
Journal of Rheology 45, 5 (2001), S. 823-843
- [VS05a] Vlachopoulos, J.
Sidiropoulos, V. "Technological Developments and Modeling Advances in Blown Film Extrusion"
Tagungsband Zur KTP-Jubiläumtagung, Universität Paderborn, (2005), S. 75-90
- [VS05b] Vlachopoulos, J.
Sidiropoulos, V. „Simulation of Laminar Polymers Melt Flow and Turbulent Air-jet Cooling in Blown Film Production“
GRACM International Congress on Computational Mechanics, (2005)
- [VS08] Vlachopoulos, J.
Sidiropoulos, V. "Rethinking the Mathematical Modeling of Blown Film Extrusion"
Polymer Processing Society, Conference, (2008)
- [Wag76] Wagner, M.H. "Ein rheologisch-thermodynamisches Prozeßmodell des Folienblasprozesses"
Dissertation TH Stuttgart, (1976)
- [Wag90] Wagner, M.H. „Einige offene Fragen in der Rheologie der Polymer-schmelzen“
Die Angewandte Makromolekulare Chemie 179, (1990), S. 217-229
- [Wol95] Wolf, D. „Analyse von Kuhlflusssystemen zur Kuhlleistungssteigerung und Verbesserung der Folienqualität bei der Herstellung von Blasfolien“
Dissertation an der Universität-GH Essen, (1995)
- [WFW95] Wortberg, J.
Wolf, D.
Feron, B. "Optimized Cooling of Blown Film by the Use of FE-Simulation"
Polymer Processing Society,
European Meeting Stuttgart, (1995)

- | | | |
|----------|--|---|
| [WW96] | Wortberg, J.
Wolf, D. | „Kühlluftsysteme analysieren“
Plastverarbeiter 47, 5 (1996), S. 60-63 |
| [WWF96] | Wortberg, J.
Wolf, D.
Feron, B. | „Analyse von Kühlluftsystemen zur Kühlleistungssteigerung und Verbesserung der Folienqualität bei der Herstellung von Blasfolien“
Bericht zum DFG-Forschungsvorhaben (WO 302 / 11-1), (1996) |
| [WWF97a] | Wortberg, J.
Wolf, D.
Feron, B. | „Optimized Cooling and Gauge Tolerances in Blown Film Extrusion“
Polymer Engineering and Science 37, 5 (1997), S. 876-881 |
| [WWF97b] | Wortberg, J.
Wolf, D.
Feron, B. | „Numerical Analysis of Cooling Air Systems in Film Blowing“
International Polymer Processing XII, (1997), S. 38-44 |
| [YP00] | Yook K.-S.
Park S. J. | „Stability of a Blown Film Extrusion Process“
Journal of non-Newtonian Fluid Mechanics 89, (2000), S. 342-349 |
| [Zep71] | Zeppenfeld, R. | „Möglichkeiten zur Leistungssteigerung bei luftgekühlten Blasfolienanlagen“ Kunststoffe 61, (1971), S. 147-151 |
| [ZL05] | Zhang, Z.
Lafleur P. G. | „Study on Aerodynamics of Cooling in Film Blowing“
SPE ANTEC, (2005) |
| [ZL06] | Zhang, Z.
Lafleur P. G. | „The Effect of Cooling Air Aerodynamics on Bubble Instability in Blown Film“
SPE ANTEC, (2006) |
| [ZL07] | Zhang, Z.
Lafleur P. G. | „A Study of Heat Transfer in the Blown Film Process“
Journal of Plastic Film & Sheeting 23, (2007), S. 297-317 |
| [ZL08] | Zhang, Z.
Lafleur P. G. | „Investigation of LDPE Blown Film Instability Induced by Air Cooling“
Polymer Engineering and Science 48, 8 (2008), S. 1504-1510 |
| [ZLB06] | Zhang, Z.
Lafleur P. G.
Bertrand, F. | „Effect of Aerodynamics on Film Blowing Process“
International Polymer Processing XXI, (2006), S. 527-535 |
| [ZV04] | Zatlouka, M.
Vlecek, J. | „Modelling the blowing process by using variation principles“
Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics 123, 2-3 (2004), S. 201-213 |

Eigene Veröffentlichungen

- | | | |
|---------|--------------|--|
| [Bu04a] | Bussmann, M. | „Folienextrusion: Für starke Leichtgewichte“
Kunststoffe 94, Carl Hanser Verlag (2004), S. 84-100 |
| [Bu04b] | Bussmann, M. | „Platten- und Folienextrusion: Präzision auf laufendem Meter“
Kunststoffe 94, Carl Hanser Verlag (2004), S. 54-58 |

- [Bus06] Bussmann, M. "Verpackungen für die Medizin- und Pharmaindustrie"
Kunststoffe 96, Carl Hanser Verlag (2006), S. 36-37
- [WB05] Wortberg, J.
Bussmann, M. "Development of an airflow guidance to provide increasing homogeneity and intensification within the blown film process"
Polymer Processing Society, Conference (2005)
- [WB07] Wortberg, J.
Bussmann, M. "Simulation of the bubble shape in blown film extrusion, taking into account the interaction with the cooling air"
Polymer Processing Society, Conference (2007)
- [WB08] Wortberg, J.
Bussmann, M. „Simulation des Schlauchbildungsprozesses bei der Blasfolienextrusion unter Berücksichtigung der Interaktion mit der Kühlluftströmung“
5. Duisburger Extrusionstagung (2008)
- [WBM10a] Wortberg, J.
Bussmann, M.
Janas, M. "A calibrated integrative Simulation Model for Blown Film Extrusion"
Polymer Processing Society, Conference (2010)
- [WBM10b] Wortberg, J.
Bussmann, M.
Janas, M. "Simulation of the blown film extrusion process based on a self-calibrated model"
P.2010 14th International Conference "Polymeric Materials" (2010)

Unveröffentlichte Studien-, Projekt- und Diplomarbeiten

- [Ge01] Gerhartz, M. "Entwicklung von Methoden und Geräten zur Online-Erfassung der Blasengeometrie und -bewegung" bei der Schlauchfolienextrusion"
Examensarbeit an der Universität Duisburg-Essen (2001)
- [Hen07] Henkels, U. „Optimierung von Kühlluftführungssystemen für die Blasfolienextrusion unter Berücksichtigung der Interaktion mit der Folie“,
Projektarbeit an der Universität Duisburg-Essen (2007)
- [Jan08] Janas, M. „Entwicklung eines material- und prozessparameterabhängigen Berechnungsmodells zur Simulation der Schlauchbildungszone“,
Studienarbeit an der Universität Duisburg-Essen (2008)
- [Jan09] Janas, M. „Entwicklung eines interaktiven Programms zur Vorhersage der realen Blasenkontur in der Schlauchfolienextrusion“,
Diplomarbeit an der Universität Duisburg-Essen (2009)

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Markus Bussmann
geboren am: 18.12.1977 in Essen
Familienstand: ledig
Staatsangehörigkeit: deutsch
E-Mail: markus_bussmann@gmx.de

Schul Ausbildung:

1983 – 1987 Grundschole Stiftschule Essen
1987 – 1991 Stadtwaldgymnasium Essen
1991 – 1996 Gymnasium an der Grashofstraße Essen
Abschluss: Abitur

Wehr- / Zivildienst

07/1996 – 07/1997 Zivildienst beim Sozialamt der Stadt Essen

Hochschulausbildung

10/1998 – 03/ 2004 Maschinenbaustudium an der Universität-GH Essen
Studienrichtung: Allgemeiner Maschinenbau
Abschluss: Diplom-Ingenieur (DII)

Wissenschaftliche Tätigkeit

05/2004 – 04/2010 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produkt Engineering an der Universität Duisburg-Essen

Essen, August 2010